

GEOMETRIEEINFLUSS AUF DAS STABILE
RISSWACHSTUM BEI NICHTLINEAREM WERKSTOFFVERHALTEN

Doktorarbeit
zur
Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
der
Abteilung für Maschinenbau
der Ruhr-Universität Bochum

vorgelegt von:
Dieter Hellmann
aus Bochum

Bochum 1983



GEOMETRIEEINFLUSS AUF DAS STABILE
RISSWACHSTUM BEI NICHTLINEAREM WERKSTOFFVERHALTEN

Doktorarbeit
zur
Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
der
Abteilung für Maschinenbau
der Ruhr-Universität Bochum

vorgelegt von:
Dieter Hellmann
aus Bochum

Bochum 1983

Doktorarbeit eingereicht am : 25.4.83

Tag der mündlichen Prüfung am: 13.6.83

Referent : Prof. Dr.-Ing. K.-H. Schwalbe

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. E. Hornbogen

Inhaltsverzeichnis

Seite

Liste der verwendeten Symbole

1.	Einleitung	1
2.	Theoretische Grundlagen	3
2.1	Die linear elastische Bruchmechanik	3
2.2	Die nichtlineare Bruchmechanik	7
2.2.1	Das J-Integral	8
2.2.2	Das COD-Konzept	13
2.2.3	Zusammenhang zwischen den bruchmechanischen Beanspruchungsparametern J und δ	17
2.3	Bedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum	18
2.4	Die Rißwiderstandskurve	20
2.5	Instabilitätsvorhersage mit dem R-Kurvenkonzept	23
3.	Kenntnisstand über das Bruchverhalten bei nichtlinearem Werkstoffverhalten	27
4.	Aufgabenstellung	30
5.	Versuchsdurchführung	32
5.1	Werkstoffe und Probenvorbereitung	32
5.2	Versuchsaufbau	34
5.3	Ermittelte Meßgrößen und Auswertung der Versuche	36
6.	Versuchsergebnisse	40
6.1	Rißinitiierung und Beanspruchungsverlauf bei stabilem Rißwachstum	40
6.2	Geometrieeinfluß auf die J- und δ_5 -R-Kurve	41
6.2.1	Einfluß der Abmessungen in der Probenebene bei vergleichbarem Spannungszustand	41
6.2.2	Einfluß der Abmessungen in der Probenebene bei veränderlichem Spannungszustand	46

	Seite
6.2.3 Einfluß der Probendicke auf die R-Kurve	47
7. Diskussion	48
7.1 Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J- und δ_5 -kontrolliertes Rißwachstum	48
7.2 Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J nach der Einprobenmethode	50
7.3 Geometrieeinfluß unter den Bedingungen eines ebenen Spannungszustandes	53
7.4 Geometrieeinfluß unter den Bedingungen eines zunehmenden ebenen Dehnungszustandes	56
7.5 Gegenüberstellung der Beanspruchungsparameter J und δ_5	58
7.6 Instabilitätsvorhersage für einfache Strukturen	60
7.7 δ -R-Kurvenbestimmung mit dem Extrapolationsverfahren nach Dawes	63
8. Zusammenfassung	65
Literaturverzeichnis	69
Tabellen und Bilder	79

Liste der verwendeten Symbole

Allgemein werden folgende Indizes verwendet:

o	Wert beim Beginn der stabilen Rißausbreitung
M	Wert beim Erreichen der Maximallast
eff	effektiver Wert
phy	physikalischer Wert
el	elastischer Anteil
pl	plastischer Anteil

a	Rißlänge
a_0	Anfangsrißlänge
b	Probenligament
B	Probendicke
B_n	Nettoprobendicke bei seitlichen Kerben
C	Probennachgiebigkeit
COD	Kerbaufweitung
d_n	Proportionalitätsfaktor zwischen J und δ
E, E'	Elastizitätsmodul, $E' = E$ für ebene Spannung $E' = E / (1 - \nu^2)$ für ebene Dehnung
f_{ij}	vom Polarwinkel bzw. Polarwinkel und Verfestigungsexponent abhängige Funktion
F	Kraft
F_g	vollplastische Grenzlaster
F_{max}	maximale Kraft im Bruchmechanikversuch
g_{ij}	vom Polarwinkel bzw. Polarwinkel und Verfestigungsexponent abhängige Funktion
G	Energiefreisetzungsrater



h_l	Geometriefunktion aus numerischen Rechnungen
I_n	Geometriefunktion, abhängig vom Verfestigungs- exponenten und Belastungsmodus
I	Gleichstrom
J	J-Integral
k	Rotationsfaktor
K	Spannungsintensität
K_c	Spannungsintensität bei instabiler Riß- ausbreitung
K_{Ic}	Rißzähigkeit
K_{fmax}	max. Spannungsintensität bei der letzten Anschwingstufe
K_J	Spannungsintensität aus dem J-Integral berechnet
K_δ	Spannungsintensität aus δ_5 berechnet
L	Meßbasis zur Ermittlung der Verschiebung des Lastangriffspunktes für CCT-Proben
m	Proportionalitätsfaktor zwischen J und δ
n	Verfestigungsexponent
P	äußere Beanspruchungsgröße
r	Polarkoordinate
r_{pl}	Radius der plastischen Zone
R	Rißwiderstand
R^*	charakteristische Größe des HRR-Feldes
R_{el}	untere Streckgrenze
R_F	mittlere Fließspannung
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0.2}$	0.2%-Fließgrenze
S	Auflageabstand einer Dreipunktbiegeprobe
U, U^*	Verformungsenergie aus dem $F-v_{LL}$ -Diagramm
U_e	elastische Formänderungsenergie
U_{oPot}	Anfangssignal des Potentialmeßgerätes vor dem Versuch
U_{Pot}	Ausgangssignal des Potentialmeßgerätes im Versuch
v	Rißaufweitung
v_{LL}	Verschiebung des Lastangriffspunktes

w	Verformungsenergie je Volumeneinheit
W	Probenbreite
$2y$	Meßbasis zur Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung δ_5
$2y_1$	Abstand zwischen den Potentialabgriffspunkten
Y	dimensionslose Korrekturfunktion
z	Abweichung des Meßortes der Rißaufweitung vom Bezugspunkt der Rißlänge
Z	Brucheinschnürung
α	Rißöffnungswinkel
$\alpha, \alpha_J, \alpha_\delta$	Faktor zur Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J bzw. δ_5
β	werkstoffspezifischer Faktor im Werkstoffgesetz
γ	Geometriefaktor
δ	Rißöffnungsverschiebung
δ_5	Rißöffnungsverschiebung, gemessen über eine Meßbasis von 5mm zur Rißebe
δ_D	Rißöffnungsverschiebung nach Dawes
δ_{F1}	Verschiebung der Rißflanken am ursprünglichen Ermüdungsriß
Δa_{Frakt}	fraktografisch ausgemessene Rißverlängerung
$\Delta a, \Delta a_{\text{Pot}}$	Rißverlängerungsbetrag, ermittelt mit dem Potentialverfahren
Δa_{PUL}	Rißverlängerungsbetrag, ermittelt mit dem Partial-Unloading-Verfahren
$\Delta U, \Delta U^*$	Änderung der Verformungsenergie aus dem $F-v_{LL}$ -Diagramm
ϵ	Dehnung
ϵ_e	Dehnung an der Streckgrenze
ϵ_{ij}	Dehnungstensor
η	Geometriefaktor
θ	Polarwinkel
ν	Querkontraktionszahl

$\rho, \rho_J, \rho_\delta$	Faktor zur Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J bzw. δ_5
σ	Spannung
σ_{brutto}	Spannung im vollen Probenquerschnitt
σ_{ij}	Spannungstensor
σ_n	Nennspannung im Restquerschnitt
σ_y	Spannung normal zur Rißebe
σ_∞	in unendlicher Entfernung vom Riß wirksame Spannung
$\omega, \omega_J, \omega_\delta$	Faktor zur Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J bzw. δ_5

1. Einleitung

Die konstruktive Auslegung hochwertiger Bauteile, bei denen unter Betriebsbedingungen mit einer Schädigung durch Entstehung und Ausbreitung eines Risses gerechnet werden muß, erfordert eine genaue Kenntnis der entsprechenden Werkstoffkenngrößen. Für eine Überwachung innerhalb festgesetzter Inspektionsintervalle sollte auch nach Feststellung einer Fehlstelle eine Abschätzung des noch vorhandenen Sicherheitsabstandes in Last oder Fehlergröße bis zum Versagen des Bauteils möglich sein. Umfangreiche Laboruntersuchungen sind daher notwendig, um in Abhängigkeit von der Fehlergröße mit geeigneten Beanspruchungsparametern das Bruchverhalten angerissener Proben zu ermitteln. Ziel der Untersuchungen ist das Auffinden geometrieunabhängiger Werkstoffkenngrößen, um eine Übertragung auf ein Bauteil zu ermöglichen.

Bei einem möglichen Versagen unter linear elastischem Werkstoffverhalten kann das Bruchgeschehen mit den Formalismen der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) beschrieben werden. Hierfür wird die Spannungintensität K als Rißfeldparameter verwendet. Ist während des normalen Betriebsablaufs mit außergewöhnlich hohen Belastungen, z.B. durch kurzfristige Überlastungen bei Störfällen, zu rechnen, so können diese zu größeren Plastizierungen innerhalb der Struktur führen. Wird gefordert, daß derartige Vorgänge bei der Auslegung des gefährdeten Bauteils mit einbezogen werden sollen, so ist eine Beurteilung des Bruchverhaltens mit der LEBM nicht mehr möglich.

Die Charakterisierung des Bruchvorganges bei teilplastischem bzw. vollplastischem Werkstoffverhalten kann mit den Konzepten der nichtlinearen Bruchmechanik, auch Fließbruchmechanik genannt, durchgeführt werden. Für diesen Bereich wurden in den letzten Jahren zwei miteinander konkurrierende Verfahren vorgeschlagen. Das eine dieser Konzepte bezieht sich auf eine charakteristische Rißaufweitungsgröße in Rißspitzennähe /1/ (COD-Konzept mit Rißöffnungsverschiebung δ als Rißfeldparameter), dem anderen liegt das Linienintegral von Rice als Rißfeldparameter zugrunde /2/. Es ist derzeit noch nicht möglich, eines dieser Verfahren

als das überlegenere zu betrachten. Von besonderem Interesse ist daher die Fragestellung, ob eines der beiden Verfahren das Bruchgeschehen innerhalb eines größeren Anwendungsbereichs in einparametriger Weise darstellen kann.

Da das Bruchverhalten angerissener Proben mit den beiden letztgenannten Rißfeldparametern auch noch bei größeren Plastizierungen des Probenligaments eindeutig beschrieben werden kann, ergeben sich für Laboruntersuchungen zwei interessante Anwendungsmöglichkeiten. Einerseits möchte man das Verhalten großer - durch linear elastischen Bruch gefährdeter - Bauteile mittels Messungen an Proben, die bei nichtlinearem Werkstoffverhalten brechen, beurteilen, da der Aufwand zur Prüfung linear elastisch brechender Proben zu hoch ist. Voraussetzung ist jedoch, daß in beiden Fällen der gleiche Spannungszustand an der Rißfront vorliegt. Mit einer einfachen Gesetzmäßigkeit der Bruchmechanik können aus kritischen Kenngrößen, die bei nichtlinearem Werkstoffverhalten ermittelt wurden, kritische K-Werte berechnet werden. Die zweite Anwendungsmöglichkeit betrifft die Beurteilung von Bauteilen, die sich gemäß ihrer Abmessungen und des vorgesehenen Werkstoffes bei betrieblicher Belastung ebenfalls elastisch-plastisch verhalten.

Die Beanspruchbarkeit rißgefährdeter Strukturen, z.B. druckführende Bauteile, Bauteile der Off-shore Technik und des Kranbaus, kann unabhängig vom gewählten Rißfeldparameter K , J oder δ nach zwei Bemessungsgrundlagen beurteilt werden (Bild 1).

- Das Versagen einer fehlerbehafteten Struktur läßt sich einerseits durch einen werkstoffspezifischen Rißinitiierungswert kennzeichnen.
- Andererseits kann unter Berücksichtigung des stabilen Rißwachstums, vornehmlich bei duktilen Werkstoffen, eine Bauteiltragfähigkeit über die Rißinitiierung hinaus gewährleistet werden. Diese Traglastreserve ergibt sich aus dem Anstieg des Rißwiderstandes vom Beginn des stabilen Rißwachstums bis zum endgültigen Versagen der Struktur.

Die Einbeziehung des stabilen Rißwachstums in das Bruchgeschehen führt jedoch zu bruchmechanischen Kenngrößen, die in weiten Grenzen von der Probengeometrie abhängen, und deren einzelne Bestimmung in Abhängigkeit von den Abmessungen sehr aufwendig ist. Mit der Ermittlung von Rißwiderstandskurven (R-Kurven) ist es möglich, den Versuchsaufwand zur Bestimmung dieser Kenngrößen zu verringern. Die Versagenslast kann dann mit einer Instabilitätsbetrachtung vorhergesagt werden. Das Versagen einer angerissenen Struktur tritt dann ein, wenn eine Beanspruchungskurve (englisch: driving force) die R-Kurve tangiert (Bild 1).

Die Verwendung des R-Kurvenkonzeptes zur Beurteilung angerissener Strukturen ist jedoch nur sinnvoll, wenn die R-Kurve eine Werkstoffeigenschaft darstellt, d.h. weitgehend unabhängig ist von geometrischen Parametern. Diese Problemstellung sollte mit den Untersuchungen dieser Arbeit geklärt werden.

2. Theoretische Grundlagen

Im folgenden Kapitel sollen die Grundlagen der linearen und nichtlinearen Bruchmechanik aufgeführt werden, soweit sie für die Auswertung und Diskussion der vorliegenden Untersuchungen notwendig sind.

2.1 Die linear elastische Bruchmechanik

Die Beschreibung der Vorgänge in der Umgebung einer Rißspitze setzt die Kenntnis des Spannungs- und Dehnungsfeldes im Rißspitzenbereich voraus. Für die Normalbeanspruchung, auch Belastungsmodus I genannt, kann das elastische Feld unter Benutzung eines auf die Rißfront bezogenen Polarkoordinatensystems (Koordinaten r und θ) wie folgt angegeben werden /3/

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (1)$$

$$\epsilon_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} g_{ij}(\theta) \quad (2)$$

Neben der Normalbeanspruchung (Modus I) werden in der Bruchmechanik noch die Längsschub- (Modus II) und die Querschubbeanspruchung (Modus III) betrachtet, für die die Gln.(1) und (2) mit Berücksichtigung der entsprechenden Spannungsintensitäten, K_{II} bzw. K_{III} , in ähnlicher Form das Rißspitzenfeld beschreiben. Im folgenden soll ausschließlich der Belastungsfall I betrachtet werden; die Kennzeichnung durch den Index I wird der Einfachheit halber weggelassen.

Aus den Gln. (1) und (2) ist zu ersehen, daß mit K , allgemein als Spannungsintensität bezeichnet, eine einparametrische Beschreibung der Vorgänge im Rißspitzenbereich möglich ist, d.h. unabhängig von Proben-, Riß- und Belastungskonfiguration wird das Spannungs- und Dehnungsfeld eindeutig durch die Spannungsintensität festgelegt.

Die Spannungsverteilung über dem Ligament (nichtangerissener Querschnitt, $\theta = 0$) kann in Abhängigkeit vom Abstand r von der Rißspitze in einfacher Form berechnet werden:

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (3)$$

Für beliebige Geometrien berechnet sich K zu

$$K = \sigma_\infty \sqrt{\pi a} Y(a/W) \quad (4)$$

In Gl. 4 wird durch die dimensionslose Korrekturfunktion $Y(a/w)$ der Einfluß der Probenumrandung und der jeweiligen Belastungskonfigurationen berücksichtigt. Eine Zusammenstellung der K -Lösungen für die gebräuchlichsten Proben in der Bruchmechanik ist in /4, 5/ zu finden.

Bei linear elastischem Werkstoffverhalten ist die Spannungsintensität K mit der Energiefreisetzungsrate durch den Elastizitätsmodul verknüpft.

$$G = \frac{K^2}{E'} \quad (5)$$

Die Energiefreisetzungsrate kann als die Energie je Flächeneinheit interpretiert werden, die bei Verlängerung eines Risses der potentiellen

Energie U_e der Struktur entnommen und freigesetzt wird

$$G = - \frac{1}{B} \frac{\partial U_e}{\partial a} \quad (6)$$

G und K sind somit unterschiedliche Ausdrucksformen für den linear elastischen Rißfeldparameter ($\hat{=}$ Beanspruchungsparameter). Der freigewordene Energiebetrag wird von dem Rißausbreitungsvorgang aufgezehrt.

In Bild 2 ist dieser Zusammenhang graphisch aufgetragen. Die schraffierten Flächen stellen die Energiebeträge dar, die zur Rißausbreitung zur Verfügung stehen. Der zur Aufrechterhaltung der Last benötigte Energiebetrag bei einem kraftgeregelten Versuch ist durch die Rechteckfläche II dargestellt. Die freiwerdenden Energiebeträge dU_e unterscheiden sich bei konstant gehaltener Last (Bild 2a) und Verschiebung (Bild 2b) durch den als Dreiecksfläche dargestellten Energiebetrag I, der jedoch bei kleinen Rißverlängerungsbeträgen vernachlässigt werden kann. Die Energiefreisetzungsrates ist somit unabhängig von der Beanspruchungsart.

Aus der Energiebilanz unter Berücksichtigung der in Bild 2 dargestellten Energiebeträge folgt für die freiwerdende elastische Energie

$$dU_e = \frac{1}{2} F dv_{LL} \quad (7)$$

Mit Gl. (6) und der Einführung der reziproken Federkonstante oder Nachgiebigkeit (englisch: compliance)

$$C = \frac{v_{LL}}{F} \quad (8)$$

ergibt sich ein Ausdruck für G

$$G = - \frac{1}{2B} F^2 \frac{\partial C}{\partial a} \quad (9)$$

Durch Auswertung der Gl. (9) kann die Energiefreisetzungsrates für beliebige Proben- und Belastungsgeometrien berechnet werden.

Für Festigkeitsbetrachtungen angerissener Strukturen können der Beanspruchungsgröße G oder K entsprechende Materialkennwerte gegenübergestellt werden, die den Rißwiderstand eines Materials kennzeichnen und in Laboruntersuchungen ermittelt werden können. Der Gültigkeitsbereich derartiger materialspezifischer Kennwerte wird in der LEBM durch zwei Forderungen eingeschränkt:

- a) die Ausdehnung der plastischen Zone soll klein bleiben gegenüber den Probenabmessungen,
- b) an der Rißfront soll ein ebener Dehnungszustand vorherrschen.

Diese Forderungen werden in /5/ durch eine Probengrößenbedingung beschrieben

$$W-a, B \geq 2,5 \left[\frac{K}{R_{eL}} \right]^2 \quad (10)$$

Für den von Gl. (10) eingeschränkten Bereich, in Bild 3 durch $B > B_I$ dargestellt, kann ein werkstoffspezifischer Kennwert $K = K_{IC}$, die Rißzähigkeit, bestimmt werden. Verletzt man die Probengrößenbedingung in Gl. (10) bezüglich der Probendicke, so wird die den Bruch beschreibende Kenngröße K_c unter dem Einfluß eines variablen Spannungszustandes bei abnehmender Probendicke, $B < B_I$ in Bild 3, dickenabhängig.

Wird bei dem Bruchvorgang nichtlineares Verformungsverhalten, verursacht durch plastische Verformungen vor der Rißspitze, beobachtet, so ist das K -Konzept in modifizierter Form zur Beschreibung des Bruchverhaltens anwendbar. Die Nichtlinearität aufgrund von größeren plastischen Verformungsanteilen kann durch Einführung einer effektiven Rißlänge berücksichtigt werden. Bei diesem Verfahren, auch plastische Zonenkorrektur nach Irwin /6/ genannt, wird mit einer Rißlänge

$$a_{eff} = a_{phy} + r_{pl} \quad (11)$$

gerechnet, die um den Betrag r_{pl} der halben plastischen Zone größer ist als die auf der Bruchfläche auszumessende Rißlänge a_{phy} ; dies entspricht einer fiktiv in der Mitte der plastischen Zone befindlichen Rißspitze (Bild 8a). Der Radius der plastischen Zone auf dem Ligament ergibt sich für den ebenen Spannungszustand nach Gl. (3) unter der Annahme elastisch-ideal plastischen Materialverhaltens zu

$$r_{pl} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{K}{ReL} \right]^2 \quad (12)$$

Mit den bezüglich plastischer Verformung korrigierten Rißlängen nach Gl. (11) lassen sich entsprechend Gl. (4) effektive Spannungsintensitäten bestimmen

$$K_{eff} = \sigma_{\infty} \sqrt{\pi a_{eff}} \cdot Y(a_{eff}/W) \quad (13)$$

Die Anwendung dieser Methode ist nicht uneingeschränkt möglich. Eine Einschränkung bezüglich der Ausdehnung der plastischen Zone $2r_{pl}$ wird von Brown und Srawley /7/ vorgeschlagen

$$\frac{2r_{pl}}{a} < 0,4 \quad (14)$$

Ein weiteres Kriterium ist durch den Plastizierungsgrad des Restquerschnittes gegeben, d.h. die angelegte Kraft F darf einen bestimmten Prozentsatz A der plastischen Grenzlast F_g nicht überschreiten

$$F \leq A \cdot F_g \quad (15)$$

Als obere Grenze wurden Plastizierungsgrade von $A = 0,8$ /8/ bis $A = 0,9$ /9/ ermittelt, wobei derzeit noch nicht feststeht, ob dieses Kriterium verallgemeinerungsfähig ist. Mit zunehmender Plastizierung, d.h. wenn die Bedingungen nach Gln. (14) und (15) nicht mehr erfüllt sind, kann das K-Konzept nicht mehr zur Beschreibung des Bruchverhaltens herangezogen werden. Spätestens bei diesen Belastungsverhältnissen kommen die Verfahren der nichtlinearen Bruchmechanik zur Anwendung.

2.2 Die nichtlineare Bruchmechanik

Der Teil der Bruchmechanik, der sich mit dem Bruchgeschehen außerhalb des Gültigkeitsbereiches des K-Konzeptes befaßt, wird als nichtlineare Bruchmechanik (auch Fließbruchmechanik) bezeichnet. Für diesen Bereich können das von J.R. Rice (1968) eingeführte J-Integral /2/ und das COD-Konzept /1/ (crack opening displacement), vorgeschlagen von A.A. Wells (1963), angewendet werden. Von beiden Konzepten wird erwartet,

daß sie über den elastischen Bereich hinaus auch noch bei größeren Plastizierungsgraden das Werkstoffverhalten unabhängig von der Geometrie eindeutig beschreiben. Beide Konzepte sind natürlich miteinander äquivalent und ineinander überführbar (siehe Kap. 2.2.3), unterscheiden sich aber in experimentellen Details und möglicherweise in den Anwendungsgrenzen.

2.2.1 Das J-Integral

Das von Rice /2/ eingeführte Linienintegral mit einem geschlossenen Integrationsweg um die Rißspitze ist als Rißfeldparameter geeignet; es beschreibt das Spannungs- und Deformationsfeld vor der Rißspitze. Für ein zweidimensionales Verformungsfeld bei linear oder nichtlinear elastischem Werkstoffverhalten ist das J-Integral wie folgt definiert (siehe auch Bild 4):

$$J = \oint_{\Gamma} (w dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds) \quad (16)$$

In Gl. (16) ist w die Verformungsenergie je Volumeneinheit

$$w = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (17)$$

$\vec{T}$ ein Spannungsvektor, dessen Richtung durch den Normalenvektor $\vec{n}$ festgelegt ist, ds ein Wezelement auf dem Integrationsweg Γ und $\vec{u}$ der Verschiebungsvektor längs Γ um die Rißspitze.

Rice konnte die Unabhängigkeit des J-Integrals vom Integrationsweg nachweisen. Die Wegunabhängigkeit ist eine Voraussetzung für die universelle Auswertung über beliebige Integrationswege um die Rißspitze, mit dem Extremfall einer Integration über die Probenumrandung. Letzterer bietet die Möglichkeit der J-Integralbestimmung aus Meßdaten, welche entfernt von der Rißspitze ermittelt werden, wodurch eine experimentelle Bestimmung erleichtert wird. Eine Wegabhängigkeit des J-Integrals wurde von McMeeking /10/ gefunden, wenn Integrationswege in einem

Bereich kleiner als 5δ (δ = Rißöffnungsverschiebung) von der Rißspitze gewählt werden. In diesem Bereich führen hohe nichtproportionale Deformationen dazu, daß eine einparametrische Beschreibung des Beanspruchungszustandes mit J versagt.

Numerische und experimentelle Untersuchungen /11/ zeigten, daß mit dem J -Integral Beanspruchungszustände vom elastischen bis in den vollplastischen Bereich beschrieben werden können. Nach der Definition von Rice gilt J jedoch nur unter der Voraussetzung einer monoton zunehmenden Belastung. Aufgrund der lokalen Entlastungen bei Rißverlängerung lassen sich somit in Strenge nur Situationen vor Beginn der Rißausbreitung beschreiben.

Die experimentelle Bestimmung des J -Integrals durch Auswertung des Linienelements nach Gl. (16) ist ein sehr aufwendiges Verfahren /12/. Eine alternative Interpretation des J -Integrals wendeten Begley und Landes /13, 14/ zur Beschreibung des elastisch plastischen Bruchverhaltens angerissener Proben an. Für Proben mit unterschiedlich langen Anrissen wird im Experiment der Zusammenhang zwischen Kraft und Verschiebung des Kraftangriffspunktes ermittelt und mittels der Energiebetrachtung

$$J = - \frac{1}{B} \frac{\partial U}{\partial a} \quad (18)$$

ausgewertet. Danach kann das J -Integral als Unterschied der potentiellen Energie zweier identischer Körper interpretiert werden, die mit um "da" verschiedenen Rißlängen versehen sind.

Für den linear elastischen Fall ist J nach Gl. (18) identisch mit der Energiefreisetzungsrate G nach Gl. (6). Bei elastisch-plastischem Werkstoffverhalten besteht kein Zusammenhang zwischen J und G ; das J -Integral hat nicht mehr die Bedeutung der Energiefreisetzungsrate.

Die experimentelle Bestimmung des J -Integrals mit dem Mehrprobenverfahren /15/ nach Gl. (18) ist in Bild 5 schematisch dargestellt und soll an dieser Stelle kurz erläutert werden. Von Proben mit unterschiedlichen

Anrißlängen, aber sonst identischen Abmessungen, werden Kraft-Verschiebungs-Diagramme aufgenommen (Bild 5a). Durch Ausplanimetrieren der Fläche unterhalb des $F-v_{LL}$ -Verlaufes ergeben sich für feste Verschiebungswerte v_{LL} Energiebeträge U , welche über der Rißlänge a mit v_{LL} als Parameter aufgetragen werden (Bild 5b). Dann kann durch Differenzieren der so erhaltenen Kurvenscharen für unterschiedliche Rißlängen, mittels des Zusammenhanges aus Gl. (18), J in Abhängigkeit von der Verschiebung, wie in Bild 5c dargestellt, bestimmt werden. Die praktische Anwendung dieses Verfahrens ist aufgrund des hohen Material- und Versuchsaufwandes sehr aufwendig und wird daher oft nur zu Eichzwecken /16, 17/, zur Feststellung der Gültigkeit von Näherungslösungen, eingesetzt.

Zur Vereinfachung der J -Integralermittlung wurden Näherungslösungen vorgeschlagen, mit denen das J -Integral aus der Kraft-Verschiebungskurve einer einzelnen Probe direkt ermittelt werden kann. Eine Übersicht der Verfahren ist in /18/ gegeben. Im folgenden sind die Näherungslösungen aufgeführt, die zur Auswertung der durchgeführten Bruchmechanikversuche innerhalb der vorliegenden Arbeit benutzt wurden.

Rice et al. /19/ zeigten, daß das J -Integral für biegebelastete, tiefangerissene Proben mit dem einfachen Ausdruck

$$J = \frac{2U}{B(W-a)} \quad (19)$$

bestimmt werden kann. U ist für den jeweils betrachteten Belastungszustand, einschließlich des Zustandes der Rißinitiierung mit $U = U_0$, aus der Fläche unterhalb der Kraft-Verschiebungskurve, wie in Bild 6a dargestellt, bestimmbar. B bezeichnet die Probendicke und $W-a$ das Probenligament.

Merkle und Corten /20/ erweiterten die Lösung von Rice et al. für die Anwendung auf Kompaktproben, indem sie berücksichtigten, daß sich die Belastung des Ligamentes dieser Probenform aus Zug- und Biegeanteilen zusammensetzt. Die theoretischen Überlegungen führten zu folgender Näherungslösung für J /21/:

$$J = \frac{U}{B(W-a)} \cdot \eta(a/W) \quad (20)$$

Die Bezeichnungen in Gl. (20) entsprechen denen in Gl. (19).

Der Faktor η berücksichtigt den Einfluß des vom Anrißlängenverhältnis a/W abhängigen Zuganteils

$$\eta = 2 + 0,522 (1 - a/W) \quad (21)$$

Mit zunehmendem Anrißlängenverhältnis nähert sich Gl. (20) infolge anwachsender Biegeanteile dem Ausdruck von Rice et al. in Gl. (19).

Für eine rein zugbelastete Probe geben Landes et al. /16/ eine Näherungslösung für J an, welche aufgeteilt ist in einen elastischen und einen plastischen Anteil

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (22)$$

Unter der Einbeziehung der Gleichheit von J mit der Energiefreisetzungsrate für den elastischen Bereich ergibt sich folgender Ausdruck (siehe auch Gl. (5))

$$J = \frac{K^2}{E'} + \frac{U^*}{B(W-a)} \quad (23)$$

In die Berechnung des plastischen Anteils nach Gl. (23) geht der Energiebetrag U^* , wie in Bild 6b dargestellt, ein, der für den Beginn der Rißverlängerung den Betrag $U^* = U_0^*$ einnimmt. Die Spannungsintensität K ist für eine mittig angerissene Zugscheibe gegeben durch /22/:

$$K = \frac{F}{2BW} \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{2W}} \quad (24)$$

Bucci et al. /15/ geben ein Näherungsverfahren zur Bestimmung des J -Integrals in Abhängigkeit von der Deformation an. Das Verfahren beruht auf der Kombination der elastischen Lösung Gl. (9) und der J -Integral-lösung für die plastische Grenzlaster. Aus Gl. (9) mit Gl. (8) ergibt sich, daß im linear elastischen Bereich, wo das J -Integral identisch ist mit der Energiefreisetzungsrate, J proportional dem Quadrat der Probenverformung v_{LL} ist

$$J = G = - \frac{1}{2BC^2} v_{LL}^2 \frac{\partial C}{\partial a} \quad (25)$$

Die plastische Grenzlast (siehe Kap. 2.5) ist für einen starr-ideal plastischen Körper unabhängig von der Probenverformung, nimmt aber wegen der Querschnittsverminderung mit der Rißlänge ab. Für J läßt sich die allgemeine Bestimmungsgleichung der Form

$$J = - \frac{v_{LL}}{B} \frac{\partial F_g}{\partial a} \quad (26)$$

ableiten, wobei man eine direkte Proportionalität zwischen J und der Verformung v_{LL} erhält. Die Bestimmungsgleichung für die Dreipunktbiegeprobe lautet /15/:

$$J = 2,912 R_{eL} \frac{v_{LL}}{S} (W - a) \quad (27)$$

Weitere analytische Lösungen sind für die üblichen Probengeometrien der Bruchmechanik in /15, 18/ aufgeführt. Das J -Integral kann mit dem beschriebenen Verfahren durch Auswertung eines einzigen Versuchs bestimmt werden. Experimentelle und theoretische Untersuchungen bestätigen den mit Gln. (25) und (26) beschriebenen Zusammenhang zwischen J und der Verschiebung v_{LL} /15, 23/.

Die Anwendung der aufgeführten Näherungslösungen in den Gln. (19), (20) und (23) ist nicht uneingeschränkt möglich. In der Literatur wird der Gültigkeitsbereich auf bestimmte Rißlängen-Breiten-Verhältnisse a/W eingeschränkt. Die Auswertung der Näherungslösung nach Gl. (19) wird auf Biegeproben mit langen Anrissen beschränkt /19/, um sicher zu sein, daß plastische Verformungsbeträge, die in J berücksichtigt werden, ausschließlich dem nichtangerissenen Probenligament vor der Rißspitze entstammen. In einer Vielzahl von Untersuchungen werden näherungsweise bestimmte J -Werte nach den oben aufgeführten Näherungslösungen mit Ergebnissen der Mehrprobenmethode verglichen. Untersuchungen von de Castro et al. /17/ an Biegeproben bei unterschiedlichen Prüftemperaturen ergaben eine gute Übereinstimmung für den Bereich $0,4 < a/W < 0,6$. Der Gültigkeitsbereich für Gl. (20) wird in /21/ auf Anrißlängenverhältnisse a/W größer als 0,5 beschränkt. Landes et al. /16/ fanden für Biege -

proben, Kompaktproben und mittig angerissenen Zugscheiben eine zufriedenstellende Übereinstimmung im Bereich $0,4 < a/W < 0,8$. Allen Untersuchungen ist zu entnehmen, daß eine Auswertung der Näherungslösungen für sehr kurze Risse ausgeschlossen wird.

In begleitenden theoretischen Untersuchungen, die parallel zu den eigenen experimentellen Arbeiten durchgeführt worden sind, wurden auf der Basis von FE-Rechnungen (Finite Element Methode) J-Werte aus den Näherungslösungen der Gln. (19), (20) und (23) mit den Ergebnissen des Mehrprobenverfahrens nach der Definitionsgleichung Gl. (18) verglichen /24/. Bild 7 zeigt am Beispiel der mittig angerissenen Zugscheibe eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse für den untersuchten Bereich, einschließlich eines kleinen Anrißlängenverhältnisses $a_0/W = 0,2$. Entsprechende Vergleiche für Kompakt- und Biegeproben ergaben ähnlich gute übereinstimmende Ergebnisse. Diese gute Übereinstimmung zeigt die Anwendbarkeit der Näherungslösungen in den Gln. (19), (20) und (23) für die Versuchsauswertung.

2.2.2 Das COD-Konzept

Die Idee des COD-Konzeptes, die Verformung an der Rißspitze, hier mit Rißöffnungsverschiebung δ bezeichnet, als Maß für die Beanspruchung des Werkstoffes und damit auch als Bruchkriterium anzusehen, beruht auf Arbeiten von Wells /1/. Es wird angenommen, daß eine kritische Verformung am Riß für das Rißwachstum und den Bruch kennzeichnend ist. Das Erfassen der Rißöffnungsverschiebung ist jedoch nicht unproblematisch. Während der Entwicklung dieses Konzeptes wurden verschiedene Definitionen vorgeschlagen; einige sind in Bild 8 dargestellt.

In theoretischen Untersuchungen wird gelegentlich die Rißufernverschiebung auf der elastisch-plastischen Grenzlinie im Schnittpunkt mit den Rißflanken als charakteristische Größe definiert /25/. Dabei wird der Riß fiktiv verlängert, so daß die Rißspitze im Mittelpunkt der bei ebener Spannung als kreisförmig angenommenen plastischen Zone zu liegen

kommt (Bild 8a). Aus der Annahme, daß die Rißöffnungsverschiebung δ gerade der nur elastisch zu berechnenden Verschiebung an der Grenze des plastischen Bereiches entspricht /1/, folgt

$$\frac{\delta}{2 \pi r_{pl}} = \epsilon_e = \frac{R_{eL}}{E'} \quad (28)$$

Mit der plastischen Zone nach Irwin (Gl. (12)) ergibt sich die Beziehung, welche allgemein für einen elastisch-ideal plastischen Werkstoff und Kleinbereichsfließen angegeben wird

$$\delta = A \frac{K^2}{E' R_{eL}} = A \frac{G}{R_{eL}} \quad (29)$$

In Gl. (29) wird durch den Faktor A der Einfluß einer variablen Verformungsbehinderung berücksichtigt. Für den ebenen Dehnungszustand wird für $A \approx 0,5$ und für ebene Spannung $A \approx 1$ angegeben /18/. Die aufzuwendende Arbeit bei der Öffnung eines Risses ist für Kleinbereichsfließen demnach

$$G = \frac{\delta R_{eL}}{A} \quad (30)$$

Oberhalb des Nettoquerschnittsfließens ist die Rißöffnungsverschiebung proportional zur plastischen Verformung, gemessen über eine Meßstrecke, die den gesamten Verformungsbereich außerhalb der Rißebeine umfaßt /25/. Die Rißöffnungsverschiebung ist somit ein Maß für die geleistete Verformungsarbeit.

In Bild 8 sind zwei weitere Definitionen der Rißöffnungsverschiebung dargestellt. Die Rißöffnungsverschiebung, gemessen am ursprünglichen Anriß (Bild 8b), wurde von Dawes /26/ vorgeschlagen. Nach der Definition in Bild 8c, welche bevorzugt in FE-Rechnungen ausgewertet wird /27/, ist δ durch die Schnittpunkte der Rißflanken mit Geraden unter 45° zur Rißebeine, ausgehend von der Rißspitze, festgelegt.

Für die experimentelle Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung sind die beschriebenen Verfahren aus meßtechnischen Gründen weniger geeignet. Eine Umgehung der direkten Messung an der Probe wird durch die In-

filtrationstechnik ermöglicht /28/. Die Auswertung des Abdruckes ergibt einen Meßwert für jeweils eine Laststufe; das Verfahren ist aus diesem Grund sehr aufwendig.

Innerhalb der Untersuchungen für die vorliegende Arbeit wurde nach einem reproduzierbaren und leicht erfaßbaren Verfahren zur Bestimmung von δ in Rißspitzennähe gesucht. In Anlehnung an die von Dawes vorgeschlagene Definition (Bild 8b) wurde die Rißöffnungsverschiebung am ursprünglichen Ermüdungsanriß, gemessen über eine aus meßtechnischen Gründen festgelegte Meßbasis von $\pm 2,5$ mm zur Rißebe, definiert. In den folgenden Ausführungen wird diese Rißöffnungsverschiebung, entsprechend der Meßbasis $2y = 5$ mm, mit δ_5 bezeichnet (Bild 8d). Eine Verschiebung, gemessen in Rißspitzennähe, sollte das Bruchgeschehen in eindeutiger Weise beschreiben, solange die Bezugspunkte innerhalb eines von δ kontrollierten Rißfeldes liegen. Die Fragestellung, ob der festgelegte Meßort diese Voraussetzung erfüllt, war Gegenstand theoretischer Untersuchungen /32/.

Wegen der schwierigen meßtechnischen Erfassung von δ wird in der technischen Praxis die Rißöffnungsverschiebung aus einer weit von der Rißspitze entfernt gemessenen Verschiebung, z.B. an der Probenvorderseite, mit Extrapolationsformeln ermittelt. Eine Übersicht dieser Verfahren ist in /29/ gegeben. Bei der Aufstellung dieser Formeln wird angenommen, daß sich die Rißflanken unter zunehmender Belastung wie an einem Scharnier (auch "plastic-hinge"-Modell genannt) um einen festen Punkt auf dem Probenligament öffnen. Durch Anwendung des Strahlensatzes (siehe auch Bild 9a) wird aus einer makroskopisch gemessenen Verschiebung die mikroskopische Rißöffnungsverschiebung berechnet.

Ein Vergleich verschiedener Extrapolationsverfahren mit Ergebnissen der Infiltrationstechnik und optischen Messungen an der Rißspitze ist in /29/ durchgeführt worden. Der Formel von Dawes /26/ wurde aufgrund der übersichtlichen Beschreibung des elastischen und plastischen Werstoffverhaltens durch Aufteilung in entsprechende Verschiebungsanteile δ_{el} und δ_{pl} sowie wegen der guten Übereinstimmung mit Ergebnissen der Infiltrationstechnik der Vorzug gegeben. Mit der von Dawes vorgeschlagenen Extrapolationsformel berechnet sich δ_D zu

$$\delta_D = \delta_{el} + \delta_{pl} \quad (31)$$

$$\delta_D = \frac{k^2}{2 R_{eL} E'} + \frac{v_{pl}}{1 + k \frac{a_0 + z}{W - a_0}} \quad (32)$$

Der elastische Anteil stimmt mit dem Lösungsansatz für δ bei Kleinbereichsfließen nach Gl. (29) überein. In Gl. (32) wird mit z die Abweichung des Meßortes für v_{pl} vom Bezugspunkt der Rißlänge, $a = 0$, bezeichnet. Werden im Bruchmechanikversuch bei einer Biegeprobe Aufsetzschneiden zur Messung der Rißaufweitung $v = COD$ verwendet (Bild 9a), so ist für z die Schneidendicke einzusetzen. Mit dem Rotationsfaktor k , von Dawes mit $k = 2,5$ in Gl. (32) bestimmt, wird der Abstand des als ortsfest angenommenen Rotationszentrums von der Rißspitze festgelegt (Bild 9a). Mehrere Untersuchungen, über die in /18/ berichtet wird, haben jedoch gezeigt, daß k keine Konstante ist, sondern vom Plastizierungsgrad der Probe abhängt.

Untersuchungen von Knauf und Riedel /29/ zeigten, daß die ursprünglich zur Auswertung von Biegeproben abgeleitete Dawes-Formel auch auf CT-Proben angewandt werden kann. Die Extrapolationsformel ist in die britische Normvorschrift /30/ zur Bestimmung der Rißöffnung übernommen worden.

Für einen sich verlängernden Riß sind, wie in Bild 8e dargestellt, zwei sinnvolle Definitionen für die Rißöffnungsverschiebung denkbar /18, 31/. Die Rißöffnungsverschiebung $\delta(a_0)$, gemessen am ursprünglichen Anriß, nimmt mit der Rißverlängerung zu, während $\delta(a)$ an der aktuellen Rißspitze nach anfänglicher geringer Zunahme konstant bleibt und so eine konstante Bruchbedingung an der Rißspitze des fortschreitenden Risses anzeigt. Untersuchungen an Biegeproben von Garwood und Turner /33/ ergaben unter Zuhilfenahme der Infiltrationstechnik das beschriebene Rißaufweitungsverhalten bei stabiler Rißausbreitung.

Über eine annähernde Konstanz des Rißöffnungswinkels $\hat{\alpha}$ in Bild 8e bei fortschreitendem Riß wird in /31/ berichtet

$$\hat{\alpha} = \frac{\delta(a_0) - \delta_0(a_0) - \delta(a)}{a - a_0} \quad (33)$$

Aufgrund dieser Tatsache und der konstanten Bruchbedingung an der aktuellen Rißspitze /33/ läßt sich schließen, daß auch eine Rißöffnungsverschiebung, gemessen am ursprünglichen Anriß, bei stabiler Rißausbreitung das Bruchverhalten in geeigneter Form darstellt.

2.2.3 Zusammenhang zwischen den bruchmechanischen Beanspruchungsparametern J und δ

Da die das Rißfeld beschreibenden Beanspruchungsparameter den Anspruch erheben, das Rißverhalten in einparametriger Weise zu beschreiben, muß eine eindeutige Abhängigkeit untereinander vorliegen. Im Bereich der linear elastischen Bruchmechanik wird dieser Zusammenhang durch Gl. (29) ausgedrückt. Für elastisch-plastisches Werkstoffverhalten gilt entsprechend /34/:

$$J = m \delta R_{eL} \quad (34)$$

Experimentelle Untersuchungen ergaben, daß der Faktor m in Gl. (34) zusätzlich zum Spannungszustand noch vom Werkstoff (Materialverfestigung) abhängt /34, 35/. Zur Berücksichtigung des Verfestigungsverhaltens wird vorgeschlagen in Gl. (34) die Streckgrenze durch eine mittlere Fließspannung

$$R_F = \frac{R_{eL} + R_m}{2} \quad (35)$$

zu ersetzen /36/. Man erhält damit für den ebenen Spannungszustand mit

$$J \approx R_F \delta \quad (36)$$

eine Beziehung, die formal der für elastisch-ideal plastisches Ver-

halten gleicht ($m = 1$ in Gl. (34)). Ein Vergleich unterschiedlicher Untersuchungen bezüglich der Abhängigkeit zwischen J und δ wird durch den Umstand erschwert, daß zur Auswertung von δ unterschiedliche Definitionen im Rißspitzenbereich benutzt werden. Der Faktor m in Gl. (34) wurde von Hollstein /35/ für unterschiedlich definierte Rißöffnungsverschiebungen bestimmt. Es ergaben sich Zahlenwerte von $m = 1$ bis $m = 3,14$. In einer theoretischen Arbeit von Shih /27/ wurde ein entsprechender Zusammenhang

$$d_n = \frac{\delta R_{eL}}{J} \quad (37)$$

angegeben, der vom Verfestigungsexponenten und der Fließdehnung R_{eL}/E abhängt. In seiner Arbeit benutzte Shih die Definition der Rißöffnungsverschiebung wie in Bild 8c dargestellt.

Experimentelle Untersuchungen /35/ zeigten, daß der lineare Zusammenhang zwischen J und δ auch noch nach Einsetzen des stabilen Rißwachstums aufrechterhalten bleibt.

2.3 Bedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum

In theoretischen Arbeiten zeigten Hutchinson /37, 38/ sowie Rice und Rosengren /39/, daß die Spannungen und Dehnungen in der Umgebung einer Rißspitze eines stationären Risses vom Kleinbereichsfließen bis in den vollplastischen Zustand durch

$$\sigma_{ij} = R_{eL} \left[\frac{EJ}{R_{eL}^2 I_n r} \right]^{\frac{n}{1+n}} \cdot f_{ij}(\theta, n) \quad (38)$$

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_e \left[\frac{EJ}{R_{eL}^2 I_n r} \right]^{\frac{1}{1+n}} \cdot g_{ij}(\theta, n) \quad (39)$$

beschrieben werden können /40/.

Analog zur Beschreibung des elastischen Rißspitzenfeldes mit der Spannungsintensität K , Gln. (1) und (2), kann mit dem J -Integral das Spannungs- und Dehnungsfeld, auch HRR-Feld genannt, bei elastisch-plastischem Werkstoffverhalten in einparametriger Weise beschrieben werden.

Die Anwendbarkeit von J als Rißfeldparameter unter Einbeziehung der Rißausbreitung wurde aufgrund der dabei auftretenden örtlichen Entlastungen lange angezweifelt. Hutchinson und Paris /41/ konnten durch analytische Betrachtungen darstellen, daß in einem eingeschränkten Bereich Rißwachstum durch J kontrolliert wird, wenn bestimmte Bedingungen eingehalten werden. Bei ihren Überlegungen gingen Hutchinson und Paris von einer Dreiteilung des Rißspitzenbereichs, wie in Bild 10 dargestellt, aus. Innerhalb eines Ringbereiches mit dem äußeren Radius R^* wird das Rißspitzenfeld durch Gln. (38) und (39) kontrolliert. Die Forderung, daß die Bereiche der hohen nichtproportionalen plastischen Verformungen und der elastischen Entlastungen bei Rißverlängerung um Δa klein im Verhältnis zum Bereich der proportionalen Belastung sein sollen, führt zu folgender Bedingung für J -kontrolliertes Rißwachstum

$$\Delta a \ll R^* \quad (40)$$

Für ein durchplastiziertes Ligament $W - a_0$ nimmt R^* einen Bruchteil α des Ligamentes ein:

$$\Delta a < \alpha (W - a_0) \quad (41)$$

In der Fortführung ihrer Untersuchungen betrachteten Hutchinson und Paris Verformungsänderungen nach der Deformationstheorie unter gleichzeitiger Zunahme von J und der Rißlänge. Aus der Forderung, daß der Zustand proportionaler Belastung dominierend gegenüber dem Zustand nichtproportionaler Belastung sein soll, wird die zweite Bedingung für J -kontrolliertes Rißwachstum abgeleitet:

$$\omega = \frac{b}{J} \frac{dJ}{da} > 1 \quad (42)$$

In Gl. (42) ist dJ/da die Steigung der R -Kurve.

Eine dritte Bedingung wurde in Anlehnung an die Größenbedingung der linear elastischen Bruchmechanik Gl. (10) vorgeschlagen /42/

$$b > \rho \frac{J}{R_F} \approx \rho \cdot \delta \quad (43)$$

Gl. (43) kann interpretiert werden als größenmäßige Einschränkung der Rißöffnungsverschiebung (siehe Gl. (36)) in Bezug zu den Abmessungen des Probenligamentes. Den theoretischen Untersuchungen /41/ ist zu entnehmen, daß die Größenbedingungen α , ρ und ω von der Probenform und der Materialverfestigung beeinflußt werden.

2.4 Die Rißwiderstandskurve

Ein oft angewandtes Verfahren der Bruchmechanik zur Ermittlung kritischer Zustände ist das Rißwiderstandskurvenkonzept (R-Kurvenkonzept). Als R-Kurve wird die Auftragung des Rißwiderstandes, ausgedrückt durch K , J oder δ , über der Rißverlängerung bezeichnet. Nach einer Definition von Krafft et al. /43/ stellt der Rißwiderstand die Gesamtheit aller dissipativen Prozesse beim Bruchvorgang dar, für welche Energie aufgebracht werden muß, um den Riß voranzutreiben. Die Anwendung dieses Konzeptes wird möglich, wenn die einmal begonnene Rißverlängerung nicht zu einer katastrophalen Zerstörung führt, sondern der Riß sich stabil über den Probenquerschnitt ausbreiten kann.

Bei Kenntnis der Gesetzmäßigkeiten des stabilen Rißwachstums kann eine gegenüber Rißinitiierung höhere Belastbarkeit bis zum endgültigen Versagen ausgenutzt werden. Eine Dimensionierung nach einem Rißinitiierungskonzept, z.B. mit K_{IC} im linear elastischen Bereich, würde oft zu einer sehr konservativen Abschätzung der Tragfähigkeit führen.

Mit der in Laborversuchen experimentell ermittelten R-Kurve lassen sich folgende werkstoffbezogene Kennwerte darstellen (siehe auch Bild 1)

- der Rißwiderstand bei Beginn der Rißverlängerung
- der Zusammenhang zwischen Rißwiderstand und stabilem Rißwachstum, ausgedrückt durch die Steigung der R-Kurve,

- die kritischen Werte im Augenblick der Instabilität.

Die Beanspruchungsgröße kann im elastischen Bereich durch die Spannungsintensität K und bis in den vollplastischen Bereich mit J und δ dargestellt werden. Der Gültigkeitsbereich zur Beschreibung des stabilen Rißwachstums mit K ist ebenfalls durch die Bedingungen, die in Kap. 2.1 aufgeführt sind, eingeschränkt (siehe Gl. (14) und (15)).

Setz /44/ untersuchte an Hand von mittig angerissenen Zugproben den Einfluß von Anrißlänge und Probenbreite auf die R-Kurve, die in Form von $\Delta a = f(K_{\text{eff}})$ (siehe Gl. (13)) dargestellt wurde. Die R-Kurven zeigten abhängig von a_0 und W ein charakteristisches Aufspaltverhalten (siehe Bild 1). Den Untersuchungen ist zu entnehmen, daß die R-Kurve dann eine Werkstoffeigenschaft darstellt, d.h. unabhängig von den variierten Abmessungen a_0 und W ist, wenn die Bedingung nach Gl. (15) mit $A = 0,9$ erfüllt wird.

Die Ermittlung einer R-Kurve auf der Basis des J-Integrals ist nach der ursprünglichen Definition von Rice nicht möglich, da der Vorgang der Rißverlängerung aufgrund lokaler Entlastungen ausgeschlossen wird. Erst die theoretischen Untersuchungen von Hutchinson und Paris /41/ zeigten, daß auch ein bestimmter Betrag an Rißverlängerung durch J kontrollierbar ist (siehe Kap. 2.3).

Die näherungsweise Bestimmung von J für einen Zustand nach einer Rißverlängerung um Δa setzt die Kenntnis der Belastungskennlinie einer weiteren Probe mit der Rißlänge $a_0 + \Delta a$, in Bild 11 durch die gestrichelte Linie dargestellt, voraus. Eine formale Auswertung ohne Berücksichtigung der Rißverlängerung würde zu einer Überschätzung von J führen /45/.

Garwood et al. /46/ modifizierten die Näherungslösung nach Gl. (19) unter Einbeziehung der Rißverlängerung für biegebelastete Proben. Es wird von einer Versuchsprobe mit der Anrißlänge $a = a_0$ ausgegangen (Bild 11). Nach einer bestimmten Belastung F_1 habe sich der Riß auf

$a = a_0 + \Delta a$ verlängert. Im weiteren wird eine fiktive Probe mit der Anrißlänge $a = a_0 + \Delta a$ betrachtet, die bis zur Belastung F_1 keine Rißverlängerung zeigt. Aus dieser Betrachtungsweise läßt sich, wie in Bild 11 dargestellt, folgende Energiebilanz aufstellen:

$$U_0 + U_b = U_1 + U_a \quad (44)$$

U_0 ist die Energie, die zur Verformung der Probe mit der Anrißlänge a_0 bis zum Beginn der Rißverlängerung aufgebracht werden muß, U_1 müßte für eine fiktive Probe mit der Rißlänge $a_1 = a_0 + \Delta a$ bis zum Punkt Q in Bild 11 aufgebracht werden. Die Energiebeträge U_0 und U_b können direkt dem Versuchsschrieb entnommen werden. Mit Gl. (19) folgt aus Gl. (44)

$$\frac{J_0 \cdot B}{2} (W - a_0) + U_b = \frac{J_1 \cdot B}{2} (W - a_1) + U_a \quad (45)$$

Garwood et al. nehmen an, daß die Energiedifferenz U_a zwischen der realen und der fiktiven Probe vollständig für die Rißverlängerung Δa verbraucht wird. Für kleine Δa mit $J = J_0$ bei Beginn der Rißverlängerung erhält man nach Gl. (18) näherungsweise

$$U_a = \frac{1}{2} (J_0 + J_1) B \Delta a \quad (46)$$

Für J_1 ergibt sich mit Gl. (46)

$$J_1 = J_0 \frac{W - a_1}{W - a_0} + \frac{2 U_b}{B(W - a_0)} \quad (47)$$

bzw. der J-Wert unter Einbeziehung der Rißverlängerung beim n-ten Auswerteschritt

$$J_n = J_{n-1} \frac{W - a_n}{W - a_{n-1}} + \frac{2 U_b}{B(W - a_{n-1})} \quad (48)$$

wobei U_b identisch ist mit ΔU in Bild 6a.

Ernst et al. /47/ schlagen ein weiteres Verfahren zur J-Ermittlung mit Berücksichtigung der Rißverlängerung für Kompakt- und Biegeproben vor. J kann aus einem Bruchmechanikversuch durch Auswertung des Kraft-Verformungs-Diagramms mittels der Formel

$$J_n = \left[J_{n-1} + \left(\frac{\eta}{b} \right)_{n-1} \frac{\Delta U_{n-1,n}}{B} \right] \left[1 - \left(\frac{\gamma}{b} \right)_{n-1} (a_n - a_{n-1}) \right] \quad (49)$$

mit n nach Gl. (21) und

$$\gamma = 1 + 0,76 \left(1 - \frac{a}{W} \right) \quad (50)$$

berechnet werden. In Gl. (49) ist der Energiebetrag $\Delta U_{n-1,n}$ gegeben durch die Fläche unter der Kraft-Verschiebungs-Kurve, begrenzt durch konstante Verschiebungen v_{LL} des (n-1)-ten und des n-ten Auswerteschrittes (siehe auch Bild 6a).

2.5 Instabilitätsvorhersage mit dem R-Kurven-Konzept

Durch die Einbeziehung des stabilen Rißwachstums in die Bruchanalyse läßt sich das Versagen einer angerissenen Struktur nicht mehr über einen werkstoffspezifischen Kennwert, z.B. der Bruchzähigkeit K_{IC} , berechnen. Bei der Bestimmung der kritischen Belastungswerte ist festzustellen, daß der Versagenszeitpunkt in weiten Grenzen von der Probengeometrie abhängt. Mit Hilfe des R-Kurvenkonzeptes ist es möglich, kritische Kenngrößen durch eine Instabilitätsbetrachtung vorherzusagen. Aus der Gegenüberstellung einer Beanspruchungskurve, der sogenannten driving force, mit der werkstoffspezifischen R-Kurve läßt sich der Instabilitätspunkt ermitteln (Bild 1). Für linear elastisches Werkstoffverhalten ist die Beanspruchungskurve durch die Energiefreisetzungsrates G gegeben.

Solange die aufgebrachte Beanspruchungsgröße P , im folgenden durch J bzw. δ ausgedrückt, schwächer mit der Rißlänge a zunimmt als der Rißwiderstand, d.h.

$$\frac{\partial R}{\partial a} > \frac{\partial J}{\partial a} \quad (51)$$

bzw.
$$\frac{\partial R}{\partial a} > \frac{\partial \delta}{\partial a} \quad (52)$$

bleibt der Riß stabil. In einem bestimmten Punkt nimmt J bzw. δ genau so schnell zu wie R

$$\left. \frac{\partial R}{\partial a} \right|_{\sigma_{\infty} = \sigma_{\infty, c}} = \left. \frac{\partial J}{\partial a} \right|_{\sigma_{\infty} = \sigma_{\infty, c}} \quad (53)$$

bzw.
$$\left. \frac{\partial R}{\partial a} \right|_{\sigma_{\infty} = \sigma_{\infty, c}} = \left. \frac{\partial \delta}{\partial a} \right|_{\sigma_{\infty} = \sigma_{\infty, c}} \quad (54)$$

Geometrisch läßt sich der Instabilitätspunkt durch die tangentielle Berührung der Belastungskurve mit der Rißwiderstandskurve finden (Bild 1).

Mit Gln. (53) und (54) ist der instabile Versagenszeitpunkt erreicht, wenn die Belastung kraftgeregelt erfolgt. Im Bruchmechanikversuch ist dieser Punkt identisch mit der maximal ertragbaren äußeren Belastung einer Probe. Bei weggeregelter Versuchsführung kann ein Versuch über das Lastmaximum hinaus stabil aufrechterhalten werden. Es ist somit möglich, die R -Kurve auch für den Bruchvorgang bei abnehmender äußerer Belastung zu bestimmen.

Im Gegensatz zur LEBM, wo die Beanspruchungsseite durch die Energiefreisetzungsrates mit Lösungen für viele Fälle beschrieben werden kann, sind für plastisches Werkstoffverhalten derzeit nur Näherungslösungen bekannt. Shih et al. /48, 49/ ermittelten auf der Basis von FE-Rechnungen ein Näherungsverfahren, womit die Berechnung der Beanspruchungskurve auch außerhalb des linear elastischen Bereiches möglich ist. In ihren Rechnungen wurde ein Werkstoffgesetz in Form eines Potenzgesetzes

nach der Ramberg-Osgood-Beziehung

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_e} = \frac{\sigma}{R_{eL}} + \beta \left[\frac{\sigma}{R_{eL}} \right]^{\frac{1}{n}} \quad (55)$$

zugrunde gelegt.

Lösungen zur Bestimmung des J-Integrals, der Rißöffnungsverschiebung und der Verschiebung des Lastangriffspunktes sind für unterschiedliche Probengeometrien und Materialverfestigung in /50/ enthalten. Die Formeln des Näherungsverfahrens sind aufgeteilt in einen elastischen Anteil, mit Lösungen aus Tada et al. /4/ und einen Lösungsanteil für vollplastisches Werkstoffverhalten aus FE-Rechnungen von Goldman, Hutchinson und Shih /51, 52, 53/. Es können Belastungszustände vom Kleinspannungsbereich bis zum vollplastischen Zustand beschrieben werden.

Für die in dieser Arbeit verwendeten Geometrien werden folgende Lösungen angegeben:

für die CCT-Probe

$$J = \frac{K_{eff}^2}{E'} + \beta R_{eL} \epsilon_e a \frac{b}{W} h_1(a/W, n) \left[\frac{F}{F_g} \right]^{\frac{1+n}{n}} \quad (56)$$

$$\delta = \frac{K_{eff}^2}{E' R_{eL}} + \beta \epsilon_e a \frac{b}{W} d_n h_1(a/W, n) \left[\frac{F}{F_g} \right]^{\frac{1+n}{n}} \quad (57)$$

für die CT- und SENB-Probe

$$J = \frac{K_{eff}^2}{E'} + \beta R_{eL} \epsilon_e b h_1(a/W, n) \left[\frac{F}{F_g} \right]^{\frac{1+n}{n}} \quad (58)$$

Zahlenwerte für den von der Probenform und dem Spannungszustand abhän-

gigen Faktor h_1 sind in /50/ als Funktion des Anrißlängenverhältnisses und Verfestigungsexponenten aufgelistet; β ergibt sich aus der Anpassung des Werkstoffgesetzes mit Gl. (55). Die Gl.n. (56) und (57) sind über d_n nach Gl. (37) verknüpft. Zur Bestimmung der Spannungsintensität K_{eff}^* wird vorgeschlagen, die nach Irwin definierte effektive Rißlänge mit einer modifizierten plastischen Zonengröße unter Berücksichtigung der Materialverfestigung zu berechnen,

$$r_y^* = \frac{1}{\mu \pi} \left(\frac{1-n}{1+n} \right) \left(\frac{K}{R_{eL}} \right)^2 \quad (59)$$

mit $\mu = 2$ für ebene Spannung und $\mu = 6$ für ebene Dehnung.

Die plastischen Grenzlasten F_g , die für ideal plastisches Werkstoffverhalten definiert sind, können für die drei untersuchten Probenformen wie folgt berechnet werden /49, 50/:

$$\text{CCT: } F_g = 2 B R_{eL} (W-a) \quad (60)$$

$$\text{CT: } F_g = 1,071 \lambda R_{eL} B (W-a) \quad (61)$$

$$\text{SENB: } F_g = 0,536 R_{eL} B \frac{(W-a)^2}{2W} \quad (62)$$

Die Gl.n. (60) bis (62) gelten für den ebenen Spannungszustand. Bei ebener Dehnung wird aufgrund der Dehnungsbehinderung mit einer Lastüberhöhung um den Faktor 1,36 für CT- und SENB-Proben und um den Faktor 1,15 bei CCT-Proben gerechnet. In Gl. (61) ist λ definiert zu

$$\lambda = \left[(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2 \right]^{1/2} - [2a/b + 1] \quad (63)$$

Ein Vergleich experimentell bestimmter Verschiebungen und J-Integralwerte mit den Ergebnissen des Näherungsverfahrens zeigte eine zufriedenstellende Übereinstimmung /49/. Eine ähnliche Übereinstimmung wurde

bei der Gegenüberstellung von experimentellen Werten der vorliegenden Arbeit mit den Ergebnissen nach der Methode von Shih et al. gefunden /32/.

3. Kenntnisstand über das Bruchverhalten bei nichtlinearem Werkstoffverhalten

In den letzten Jahren wurden mehrere experimentelle und theoretische Untersuchungen durchgeführt, um zu zeigen, inwieweit eine einparametrische Beschreibung des Bruchverhaltens mit den Beanspruchungsgrößen der nichtlinearen Bruchmechanik möglich ist. In diesem Abschnitt soll über einige Ergebnisse der Literatur zum Einfluß der Probengeometrie, die zumeist nur in engen Grenzen variiert wurde, auf das stabile Rißwachstum berichtet werden.

Die Beschreibung des Bruchverhaltens mit dem R-Kurven-Konzept wurde in den meisten Fällen auf der Basis des J-Integrals vorgenommen /54 bis 58/. In einigen Arbeiten wurde eine vergleichsweise Auswertung sowohl mit dem COD-Konzept als auch mit dem J-Integral durchgeführt /59 bis 62/. Der Geometrieeinfluß auf das stabile Rißwachstum konnte mit beiden Rißfeldparametern in gleicher Weise dargestellt werden. Aufgrund dieser Tatsache soll die folgende Darstellung der Literaturergebnisse ohne Unterscheidung nach J- oder δ -Auswertung vorgenommen werden.

Untersuchungen an CT-Proben, bei denen die Probenabmessungen in der Probenebene variiert wurden, zeigten, daß mit zunehmendem Anrißlängenverhältnis a/W /54, 59/ und abnehmender Probenbreite W /55, 59/ ein flacherer R-Kurvenverlauf zu erwarten ist. Ähnlich wie bei linear elastischem Werkstoffverhalten /63/ wird für zunehmende Probendicke ein geringerer Rißwiderstand ermittelt /55, 59, 60/. Mit zunehmendem Anteil seitlicher Probenkerbung, womit der Zustand ebener Dehnung an der Rißspitze angenähert wird, wird die R-Kurve in gleicher Weise beeinflusst /54, 55/. Ein entsprechender Geometrieeinfluß auf die R-Kurve wurde auch in Untersuchungen an Biegeproben gefunden /56, 61/.

Der Einfluß der Probengeometrie auf den Verlauf der Reißwiderstandskurve wird allgemein durch die Änderung der Dehnungsbehinderung infolge der Variation der Probenabmessungen erklärt. Dabei bewirkt eine Steigerung der Dehnungsbehinderung (englisch: constraint), durch Zunahme in Anrißlänge und Probendicke sowie Verringerung der Probenbreite, einen flacheren R-Kurvenverlauf. Ein sichtbares Zeichen für die unterschiedliche Constraintwirkung ist die seitliche Ausbildung der Scherlippen in Oberflächennähe /62/, die durch eine seitliche Kerbung der Proben unterdrückt werden kann /56/. In der Arbeit von Kaiser /59/ zeigt sich ein vom Plastizierungsgrad abhängiger Geometrieeinfluß auf die R-Kurve.

Ein Vergleich unterschiedlicher Probenformen bei Einhaltung der bruchmechanisch relevanten Abmessungen B , a und W /48, 57, 58, 62/ ergab für die zugbelastete Geometrie einen steileren R-Kurvenverlauf. Die R-Kurven der Proben, die unter reiner (SENB-Probe) bzw. überwiegender Biegebelastung (CT-Probe) getestet wurden, zeigten aufgrund der größeren Verformungsbehinderung an der Reißspitze einen flacheren R-Kurvenverlauf. Die geringere Constraintwirkung bei den zugbelasteten Proben äußert sich auf der Bruchfläche in einem größeren Scherlippenanteil über der Probendicke /62/.

Mit der Kenntnis des Geometrieeinflusses auf die R-Kurve ist einzusehen, daß die R-Kurve nicht universell zur Beschreibung des Bruchverhaltens eines Werkstoffes benutzt werden kann. In theoretischen Untersuchungen /64, 65, 66/ wurde daher versucht, die Faktoren α in Gl. (41), ρ in Gl. (43) und ω in Gl. (42) mit Zahlenwerten zu belegen, um damit eine quantitative Einschränkung für die einparametrische Beschreibung des Bruchgeschehens festzulegen. Shih et al. /64/ ermittelten durch Auswertung des J-Integrals mit der FE-Methode über unterschiedlich entfernte Konturen um die Reißspitze den J - Δa -Zusammenhang. Der Vergleich des Nahfeld- mit dem Fernfeld-J-Integral, letzteres wurde aus einem Integrationsweg um die Probenumrandung ermittelt, ergab eine mögliche wegunabhängige Bestimmung des J-Integrals unter Einbeziehung der Reißausbreitung für einen Reißverlängerungsbetrag von 6 % des Ausgangsprobenligamentes. Die Untersuchungen wurden am ASTM-Stahl A533B an CT-Proben unter den Bedingungen des ebenen Dehnungszustandes durchgeführt.

McMeeking und Parks /65/ ermittelten mit der FE-Methode das bei Belastung bis in den vollplastischen Bereich vorliegende Spannungs- und Deformationsfeld an einer abgestumpften Rißspitze. Aus der Gegenüberstellung mit den Lösungen für small-scale yielding (Kleinbereichsfließen), für diesen Fall ist J uneingeschränkt gültig, wurden für Zug- und Biegebeanspruchung Probenmindestabmessungen festgelegt, um sicher zu sein, daß das Rißspitzenfeld auch bei größeren plastischen Verformungen mit J beschrieben werden kann. In /48, 65/ werden für zähe Werkstoffe, ähnlich dem Stahl A533B, Zahlenwerte für die entsprechenden Größenkriterien Gl. (41), Gl. (42) und Gl. (43) zur Gewährleistung der J -Dominanz unter den Bedingungen des ebenen Dehnungszustandes angegeben:

Biegebeanspruchung	Zugbeanspruchung
$\omega > 10$	$\omega > 80$
$\rho = 25 \dots 50$	$\rho \approx 200$
$\alpha < 0,06$	$\alpha < 0,01$

Die höheren Anforderungen an die Mindestabmessungen zugbeanspruchter Proben sind eine Folge der geringeren Constraintwirkung dieser Geometrie. Die aufgeführten Zahlenwerte sind nicht beliebig verallgemeinerungsfähig, da neben der Belastungsart noch das Verfestigungsverhalten /64, 66/ und wahrscheinlich der Spannungszustand diese Zahlenwerte beeinflusst. Den theoretischen Untersuchungen /64, 65, 66/ ist zu entnehmen, daß hohe Materialverfestigung sowie Biegebeanspruchung die Ausdehnung des J -kontrollierten Rißspitzenfeldes begünstigen, d.h. mit abnehmender Verfestigung und überwiegender Zugbeanspruchung werden die Anforderungen an die Mindestabmessungen der Proben größer. Entsprechende Anforderungen an die Mindestabmessungen der Probengeometrie für δ -kontrolliertes Rißwachstum sind derzeit nicht bekannt. Shih et al. /64/ kamen in ihrer Arbeit zu dem Schluß, daß eine einparametrische Beschreibung des Bruchverhaltens mit der Rißöffnungsverschiebung für größere Beträge an Rißverlängerung möglich sein sollte als mit dem J -Integral.

4. Aufgabenstellung

Der Geometrieeinfluß auf das stabile Rißwachstum, dargestellt in experimentell ermittelten R-Kurven, sollte durch eine systematische Variation der relevanten Probenabmessungen und der Belastungsart untersucht werden. Der Einfluß unterschiedlicher Belastungskonfigurationen sollte an drei in der Bruchmechanik üblichen Probenformen ermittelt werden (Bild 12). Dies sind die rein zugbelastete mittig angerissene Zugprobe (englisch: center cracked tension, CCT), die Dreipunktbiegeprobe (single edge notched bend, SENB) und die aus Zug- und Biegeanteilen zusammengesetzt belastete Kompaktprobe (compact specimen, CT). Die mittig angerissene Zugprobe ist wegen ihrer übersichtlichen Belastungsverhältnisse von Vorteil, während die Kompakt- und Biegeprobe aufgrund des geringen Materialaufwandes und der geringeren Prüfkraften häufiger in bruchmechanischen Untersuchungen zur Anwendung kommen.

Der Einfluß der Probenabmessungen auf das stabile Rißwachstum sollte durch Variation des Anrißlängenverhältnisses a/W , der Probenbreite W und der Probendicke B untersucht werden. Mit Proben unterschiedlicher Anrißlängen a_0 und Breitenabmessungen W kann der Einfluß des Plastizierungsgrades auf das Bruchgeschehen studiert werden. Weiterhin ist die Größe des Probenligamentes b (nichtangerissener Probenquerschnitt $W-a$) von großer Bedeutung für den Gültigkeitsbereich einer einparametrischen Beschreibung des Bruchverhaltens (siehe Gl. (41) bis Gl. (43)).

Ein großer Teil des Versuchsprogrammes sollte an Proben der Dicke $B = 5 \text{ mm}$ durchgeführt werden, da aus Vorversuchen bekannt war, daß ein einheitliches Versagen der vorgesehenen Probengeometrien der Werkstoffe 2024-FC und 35NiCrMo16 unter den Bedingungen des ebenen Spannungszustandes erfolgt. Die Bruchflächen bildeten sich zu einem vollständigen Scherbruch aus. Dies hatte den Vorteil, daß innerhalb dieser Versuchsserie der Einfluß einer variablen Constraintwirkung ausgeschlossen werden konnte.

Die Variation der Probendicke sollte den Einfluß eines variablen Spannungszustandes auf das stabile Rißwachstum wiedergeben. Zur Untersuchung des Versagensverhaltens unter den Bedingungen des ebenen Dehnungszustandes waren, soweit die vorgesehene maximale Probendicke den notwendigen Constraint nicht erbrachte, Proben mit seitlichen Kerben (englisch: side grooves) vorgesehen.

Die Auswertung der durchgeführten Bruchmechanikversuche sollte mit den beiden Konzepten der nichtlinearen Bruchmechanik, dem J-Integral und dem COD-Konzept, vorgenommen werden. Die Ergebnisse sollten zeigen, mit welchem der beiden Konzepte das Bruchverhalten angerissener Proben in einparametriger Form vorteilhafter beschrieben werden kann. Als Bewertungsgrößen wurden die in der Literatur vielfach vorgeschlagenen Gültigkeitskriterien (siehe Gl. (41) bis Gl. (43)) ausgewertet.

Der Plastizierungsgrad, ein Maß für den Belastungszustand, wird sowohl von der Probengeometrie als auch vom Werkstoffzustand bestimmt. Durch die Wahl zweier extrem unterschiedlicher Werkstoffzustände der Aluminiumlegierung 2024, einem wärmebehandelten sehr zähen Zustand 2024-FC und dem mittelfesten Anlieferungszustand 2024-T351, sollte sowohl elastisch-plastisches als auch vollplastisches Werkstoffverhalten untersucht werden. Neben den Untersuchungen an der im Flugzeugbau eingesetzten Aluminiumlegierung 2024-T351 sollten ergänzende Versuche an dem mittelfesten Stahl 35NiCrMo16 durchgeführt werden.

Aus den experimentell bestimmten R-Kurven sollten die kritischen bruchmechanischen Kenngrößen für Rißinitiierung und Instabilität ermittelt werden. Insbesondere sollte untersucht werden, ob der Beginn des stabilen Rißwachstums bei sehr duktilen Werkstoffen, trotz großer plastischer Verformungen in Rißspitzennähe, korrekt ermittelt werden kann. Schließlich war zu überprüfen, inwieweit die im Experiment zu erwartenden Instabilitätslasten von Proben unterschiedlicher Abmessungen an Hand der aufgestellten R-Kurven mit einer Instabilitätsbetrachtung (siehe Kap. 2.5) vorhergesagt werden können.

5. Versuchsdurchführung

5.1 Werkstoffe und Probenvorbereitung

Der größte Teil der Untersuchungen wurde an der Aluminium-Kupfer-Legierung 2024 in einem ausgehärteten Anlieferungszustand 2024-T351 und einem überalterten Zustand 2024-FC durchgeführt. Die industrielle Anwendung dieser Art Legierungen für höhere Beanspruchungen wird durch die Aushärtung des Gefüges ermöglicht. Voraussetzung für die Aushärtung ist die Bildung eines Mischkristalls des Grundwerkstoffes mit einem oder mehreren Legierungsbestandteilen, wobei die Löslichkeit bei höherer Temperatur größer ist als bei tiefer. Der Aushärtungsvorgang kann in drei Stufen erfolgen. Nach dem Lösungsglühen im Einphasengebiet wird durch Abschrecken der nur bei hohen Temperaturen beständige Zustand des übersättigten Mischkristalls eingefroren. Durch Auslagerung der Legierung scheiden sich abhängig von der Auslagerungstemperatur und Zeit Teilchen mit unterschiedlicher Kohärenz zum Matrixgitter aus. Die maximale Steigerung der Festigkeitseigenschaften der aushärtbaren Al-Cu-Legierung beruht auf der Ausscheidung einer metastabilen kohärenten kupferreichen Phase in feiner Dispersion /67/. Die Kennzeichnung T351 des Anlieferungszustandes beinhaltet eine für den Flugzeugbau anwendungsorientierte Werkstoffbehandlung im Herstellerwerk.

Durch eine Wärmebehandlung des Anlieferungszustandes wurde ein geringfester, stabiler Werkstoffzustand, 2024-FC, angestrebt. Nach einer Glühung im Zweiphasengebiet bei 410 °C (Löslichkeitstemperatur ca. 490 °C) wurde der Werkstoff im Glühofen mit 30 °C/h auf 250 °C abgekühlt (Tab. 1a). Die geringen Festigkeitseigenschaften dieses Zustandes sind auf eine Vergröberung der Teilchen (Überalterung des Gefüges) zurückzuführen /67/. Ein Teil der aus dem Anlieferungszustand gefertigten Proben wurde an anderer Stelle wärmebehandelt, da zu Beginn der Untersuchungen kein Glühofen in der erforderlichen Größe zur Verfügung stand. Diese Wärmebehandlung war offensichtlich nicht genau nach Vorschrift durchgeführt worden, da Zugproben, die nachträglich aus diesen Proben gefertigt wurden, teils abweichende mechanische Kennwerte ergaben als die selbst wärmebehandelten Zugproben. Im folgenden wird dieser Zustand mit 2024-FC(C) bezeichnet (siehe Tab. 1a).

Während des Bruchvorganges bildete sich auf der Bruchfläche ein Grübchenbruch (auch Dimple-Bruch genannt) aus. Eine Übereinstimmung zwischen Grübchengröße und Teilchenabstand kann dann festgestellt werden, wenn alle Einschlüsse am Bruchvorgang beteiligt waren /18/.

Die Wahl des niedrigfesten Modellwerkstoffes 2024-FC wurde hinsichtlich der zu erwartenden geringen Prüfkraft und der hohen Verfestigungseigenschaft beeinflusst. Der Vorteil der geringen Prüfkraft war besonders wichtig für Bruchmechanikversuche an mittig angerissenen Zugscheiben mit dicken Querschnitten. Ergänzende Untersuchungen wurden an dem niedriglegierten Stahl 35NiCrMo16 durchgeführt. Die im Zugversuch ermittelten mechanischen Eigenschaften und die chemischen Zusammensetzungen der untersuchten Werkstoffe sind in Tab. 1 aufgelistet. Der Verfestigungsexponent und die Werkstoffkonstante β resultieren aus einer näherungsweisen Anpassung des experimentell ermittelten Werkstoffgesetzes durch ein Potenzgesetz nach Ramberg-Osgood entsprechend Gl. (55).

Es wurden, wie in Bild 12 dargestellt, Bruchmechanikproben in der Form von mittig angerissenen Zugproben (CCT), Dreipunktbiegeproben (SENB) und Kompaktproben (CT) hergestellt. Die Proben wurden aus einem 100 mm dicken (für 2024-T351 und 2024-FC(B)) und einem 130 mm dicken (für 2024-FC(C)) Block herausgearbeitet, wobei die zu untersuchende Rißausbreitungsrichtung senkrecht zur Walzrichtung festgelegt wurde (L-T-Orientierung). Die durchgeführte Variation der Probenabmessungen in der Probenebene, Breite W , Anrißlänge a_0 , und in Dickenrichtung, Probendicke B , ist in den Tabellen 2 und 3 zusammengefaßt. Die Anrißlänge ist als bezogene Größe a_0/W auf die Probenbreite W angegeben. Einige in Tabelle 3 gekennzeichneten Proben wurden mit seitlichen Kerben in der Rißebene versehen, um den Einfluß eines zunehmenden ebenen Dehnungszustandes an der Rißspitze zu testen.

In jede Bruchmechanikprobe wurde bei Raumtemperatur durch eine Wechselbeanspruchung im Zugbereich mit einem Verhältnis Unterlast zu Oberlast von $R = 0,1$ ein Ermüdungsriß eingebracht. Die Ermüdungsrisse unterschiedlicher Länge wurden so hergestellt, daß durch stufenweise Verringerung der Anschwinglasten die maximale Spannungsintensität K_{fmax} am

Ende des Anschlagvorganges kleiner $0,5 \cdot K_0$ (K_0 = Spannungsintensität bei Rißinitiierung) war. Nach dem Anschlag wurden an der Ermüdungsrißspitze im Abstand von $\pm 2,5$ mm zur Rißebene Vickershärteeindrücke zur späteren Messung der Rißöffnungsverschiebung δ_5 eingebracht (Bild 13).

5.2 Versuchsaufbau

Die Bruchmechanikversuche wurden abhängig von den zu erwartenden Prüfkraften auf 10 kN-, 40 kN-, 160 kN- und 1000 kN-Prüfmaschinen der Firma Schenck durchgeführt. Um die Rißausbreitung während der Belastung der Proben möglichst lange stabil zu halten, wurden die Versuche weggeregelt gefahren. Im Falle der CCT-Probe erfolgte die Regelung der Prüfmaschinen über einen in der Symmetrieachse der Probe eingesetzten Wegaufnehmer (englisch: clip gage); die Bauart ist in /22/ beschrieben. Die Verformung der Kompakt- und Biegeprobe wurde über den Wegaufnehmer im Arbeitszylinder der Prüfmaschine geregelt. Alle Versuche konnten somit über das Kraftmaximum hinaus in stabiler Weise durchgeführt werden. Die Verformungsgeschwindigkeit betrug aufgrund unterschiedlicher Steifigkeit der Proben für CCT-Proben 0,12 mm/min, bei den Biege- und Kompaktproben 0,5 mm/min. Die letztgenannten Proben wurden entsprechend der Vorschriften der Versuchsnorm ASTM E 813-81 /36/ getestet. Mittig ange-rissene Zugproben wurden in Anlehnung an einen Testvorschlag /22/ geprüft.

Zur Ermittlung des J-Integrals aus Dreipunktbiegeversuchen muß die Verschiebung des Lastangriffspunktes (Durchbiegung) bestimmt werden. Wird die Durchbiegung der Probe im Versuch aus der Querhauptverschiebung der Prüfmaschine ermittelt, so werden diese Meßergebnisse durch elastisch-plastische Deformationen der Probe infolge der Rolleneindrücke an den drei Auflagepunkten verfälscht. Eine zusätzliche Verfälschung ergibt sich durch elastische Verformungsanteile des Versuchsaufbaus. Die Korrektur der Meßergebnisse, wie sie in /68/ vorgeschlagen wird, ist sehr aufwendig, da die Deformationen abhängig sind von der Beanspruchungshöhe und den Abmessungen der Probe. Zur Ermittlung der Pro-

bendurchbiegung wurde daher eine Meßvorrichtung, wie in Bild 14 dargestellt, entwickelt, mit welcher der Einfluß der oben aufgeführten verfälschenden Deformationen auf das Meßergebnis ausgeschlossen wurde /69/. Für die Meßvorrichtung liegt eine Gebrauchsmustereintragung unter dem amtlichen Aktenzeichen G 82 32 583.9 beim Deutschen Patentamt in München vor. Von wenigen Versuchen abgesehen (Biegeversuche mit Proben aus 35NiCrMo16) konnte die in Bild 14 gezeigte Meßvorrichtung zur Durchbiegungsmessung eingesetzt werden.

Die Rißlänge wurde im Bruchmechanikversuch überwiegend mit dem Gleichstrom-Potentialverfahren ermittelt. Quer zur Rißebeine wurde ein konstanter Strom I (Bild 13) eingeleitet. Bei Verlängerung des Risses um Δa ändert sich das Potentialfeld in der Probe. Das aktuelle Potential U_{Pot} wurde bei CT- und SENB-Proben an der Probenstirnfläche, bei CCT-Proben ober- und unterhalb des Risses auf der Symmetrieachse abgegriffen /70/. Eine nähere Beschreibung dieses Verfahrens ist in /70, 71/ gegeben. Die Auflösung des Ausgangssignals U_{Pot} ist stark abhängig von den Parametern W , a , I und in geringerem Maß von $2y_1$ (Bild 13). Um im Rißinitiierungsbereich vergleichbare Bedingungen zu erhalten, wurde durch Einstellen des Anfangspotentials U_{oPot} vor dem Versuch gewährleistet, daß ein konstant vorgegebener Rißverlängerungsbetrag (hier 0,01 mm) unabhängig von den Abmessungen der Probe zu einem gleichen Potentialabfall (hier 0,1 μV) führte.

Zu Vergleichszwecken wurden Versuche durchgeführt, bei denen die Rißlänge mit der "Partial Unloading-Technik" /72/ bestimmt wurde. Dieses Verfahren nutzt zur Rißlängenermittlung die Änderung der Probennachgiebigkeit bei stabiler Rißverlängerung aus. Für die Bestimmung der Rißlänge wurden für CT- und SENB-Proben experimentelle Eichkurven erstellt /71/, die gut mit theoretischen Kalibrierfunktionen von Saxena und Hudak /73/ für CT-Proben und von Tada et al. /4/ für SENB-Proben übereinstimmen. Während des Bruchmechanikversuches wurde in gleichen Abständen der Verschiebung v_{LL} der Versuch unterbrochen und die Probe teilweise entlastet. Die Entlastungen betrugen ausgedrückt in Last jeweils 10 % der aktuellen Belastung. Aus den elastischen Entlastungsgeraden konnte mit Hilfe der Eichkurven /71/ bzw. der Kalibrierfunktionen /4, 73/ die Rißlänge bestimmt werden. Zum direkten Vergleich beider Rißlän-

genmeßverfahren wurden an jeweils identischen CT-Proben R-Kurven aufgenommen. Beide Verfahren führten zu gleichen Ergebnissen /74/.

Während des gesamten stabilen Rißwachstums wurde die Rißöffnungsverschiebung δ_5 an der Spitze des Ermüdungsrissses (Bild 13) mittels eines speziell hierfür gebauten Aufsetzaufnehmers gemessen; bei einigen Versuchen wurde ein Meßmikroskop benutzt.

Bei dünnen Proben ($B \ll W$) mit langen Anrissen kann es durch Druckspannungen in der Rißebebene parallel zur Rißausbreitungsrichtung zur Ausbeulung der Probe kommen. Dies führt zur Erhöhung der lokalen Spannungen an der Rißspitze und damit zu einer scheinbaren Abnahme des Rißwiderstandes /75/. Um dieser Gefahr vorzubeugen wurden einige Proben, die in Tabelle 2 gekennzeichnet sind, mit Beulschutz /76/ getestet. Eine 2 mm dicke Teflonschicht zwischen Probe und Beulschutz sollte die Reibkräfte verringern.

5.3 Ermittelte Meßgrößen und Auswertung der Versuche

An allen drei getesteten Probenformen wurde während des Bruchmechanikversuches die aktuelle Belastung F , die Verschiebung v_{LL} der Lastangriffspunkte sowie die Rißöffnungsverschiebung δ_5 am ursprünglichen Ermüdungsanriß gemessen (Bild 12). Die Verschiebung v_{LL} in Lastlinie ist bei Biegeproben identisch mit der Probendurchbiegung und konnte analog zur CT-Probe mit einem clip gage gemessen werden. Die Messung der Probenverlängerung der CCT-Probe wurde mit einem induktiven Wegaufnehmer nahe der Einspannenden über der Länge L vorgenommen, wobei L aus versuchstechnischen Gründen mit 270 mm für 100 mm breite und 145 mm für 50 mm breite Proben festgelegt wurde.

Die Rißaufweitung COD wurde bei Biegeproben an der Probenstirnfläche zur Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung mittels Extrapolationsformel Gl. (66) gemessen.

Die in Bild 13 dargestellte Versuchsanordnung von Stromeinleitung und Spannungsabgriff erlaubt eine analytische Bestimmung der Rißlänge aus

der Potentialänderung mit der Johnson-Formel /77/

$$a = \frac{2W}{\pi} \arccos \frac{\cosh\left(\frac{\pi y_1}{2W}\right)}{\cosh\left[\left(\frac{U}{U_0}\right)_{\text{Pot}} \arccos \frac{\cosh\left(\frac{\pi y_1}{2W}\right)}{\cosh\left(\frac{\pi a_0}{2W}\right)}\right]} \quad (64)$$

Der Zusammenhang zwischen Rißlänge und Potentialabfall wurde ursprünglich für Innenrißscheiben hergeleitet, konnte aber anhand von Eichversuchen auch für Biege- und Kompaktproben nachgewiesen werden /70/.

Die Erfassung der Rißinitiierung war aufgrund der hohen Zähigkeit der untersuchten Legierungen mit der Potentialmethode in der verwendeten Anordnung nicht möglich. Geringe Einschnürungen in Dickenrichtung in Rißspitzennähe und Abstumpfung der Rißspitze vor der stabilen Rißausbreitung wurden durch das indirekte Meßverfahren als scheinbare Rißverlängerung wiedergegeben. Diese Einflüsse auf die Rißlängenmessung, die sich besonders bei dünnen Proben bemerkbar machten, konnten durch Eichversuche nachgewiesen werden. Die anfänglich im Rißinitiierungsbereich zu groß abgeschätzten Rißlängenbeträge, um ca. 80 µm bis 100 µm, hatten jedoch auf die weitere Auswertung des stabilen Rißwachstums keinen Einfluß.

Der Einsatz des stabilen Rißwachstums ließ sich aufgrund der oben beschriebenen Einflüsse nur durch die aufwendige Mehrprobenmethode festlegen. Hierbei werden Proben auf unterschiedlich hohe Lastniveaus, ausgedrückt durch K , J oder δ , belastet und die dabei erfolgten Rißverlängerungsbeträge nachträglich im Rasterelektronenmikroskop ausgemessen. Durch Rückextrapolation der aus mehreren Proben ermittelten R-Kurve (siehe Bild 19) auf $\Delta a \rightarrow 0$ läßt sich der Rißinitiierungswert ablesen. Nach jedem Bruchmechanikversuch wurde die Rißfront bei Versuchsende im Wiederanschwingverfahren durch eine Ermüdungsbeanspruchung gekennzeichnet. Eine Gegenüberstellung der nach Gl. (64) vorhergesagten, mit der auf der Bruchfläche ausgemessenen Rißverlängerung ist in Bild 15 dargestellt. Dem Bild ist zu entnehmen, daß die aktuelle Rißlänge im Versuch mit einer Genauigkeit von $\pm 10\%$ durch das indirekte Rißlängenmeßverfahren bestimmt werden konnte. Aus dem eingezeichneten Streuband fallen 3 Meßpunkte heraus, welche an CCT-Proben aus Stahl er-

mittelt wurden, bei denen im Versuch eine starke Einschnürung in Breitenrichtung beobachtet wurde. Diese Querschnittsminderung führte dazu, daß die Potentialmethode eine größere Endrißlänge als die tatsächlich auf der Bruchfläche auszumessende Endrißlänge anzeigte.

Die J-Integralauswertung erfolgte mit den bereits in den Kapiteln 2.2.1 und 2.4 beschriebenen Näherungslösungen der Literatur unter Zuhilfenahme des $F-v_{LL}$ -Diagramms aus den Versuchen. Die Kompaktproben wurden entsprechend der ASTM-Norm /36/ ausgewertet; die Rißinitiierung nach Gl. (20), während des stabilen Rißwachstums mit Gl. (49). Der Beginn des stabilen Rißwachstums für Dreipunktbiegeproben wurde nach Gl. (19) und während des stabilen Rißwachstums mit Gl. (48) berechnet. Die J-Auswertung des Rißbeginns bei CCT-Proben wurde mit Gl. (23) durchgeführt. Während des stabilen Rißwachstums wurde eine Näherungslösung benutzt, die entsprechend dem Verfahren nach Garwood et al. /46/ über eine Energiebetrachtung aus Gl. (23) abgeleitet wurde:

$$J_n = J_{n-1} + \frac{2 \Delta U^*}{B(b_{n-1} + b_n)} + \frac{2(K_n^2 b_n - K_{n-1}^2 b_{n-1})}{E(b_{n-1} + b_n)} \quad (65)$$

wobei $n-1$ und n die fortlaufenden Auswertungsschritte im Versuchsschrieb (Bild 6b) bezeichnen. Die Spannungsintensität K kann mit Gl. (24) berechnet werden.

Zur Auswertung der Rißinitiierung mit Gln. (19), (20) und (23) wurde die erste Zunahme des Anfangspotentials U_{oPot} , dargestellt durch einen charakteristischen Abknickpunkt im Kraft-Potentialschrieb, betrachtet, der jedoch nicht den wahren Beginn des stabilen Rißwachstums, infolge der vorher beschriebenen Einflüsse durch plastische Verformungen im Rißspitzenbereich, wiedergibt. Auf die Auswertung der R-Kurve hat eine geringe abweichende Festlegung des Rißinitiierungspunktes keinen merklichen Einfluß. Dieser Sachverhalt konnte auch in /61/ festgestellt werden.

Durch die Auftragung des Beanspruchungsparameters J , aus Näherungslösungen berechnet, bzw. δ_5 , direkt an der Ermüdungsrißspitze gemessen, über der Rißverlängerung Δa läßt sich der Rißwiderstand des untersuchten Werkstoffes als R-Kurve für die jeweils betrachtete Geometrie darstellen.

Um die aufwendige experimentelle Bestimmung von δ_5 zu umgehen wurde versucht, die Rißöffnungsverschiebung zur Festlegung der R-Kurve mit dem Extrapolationsverfahren nach Dawes /26/ aus einer Verschiebung, die entfernt von der Rißspitze gemessen wird, zu bestimmen. Zur Einbeziehung der Rißverlängerung wurde der zweite Gleichungsterm der Dawes-Formel Gl. (32) entsprechend der Darstellung in Bild 9a mittels Strahlensatzes neu abgeleitet. Es ergibt sich folgender Ausdruck:

$$\delta_D = \frac{k^2}{2R_{eL} E'} + \frac{v_{pl}}{\frac{a + z + \frac{W-a}{k}}{a - a_0 + \frac{W-a}{k}}} \quad (66)$$

Wird in Gl. (66) $a = a_0$ gesetzt, so ergibt sich die ursprünglich von Dawes vorgeschlagene Beziehung Gl. (32). Für einen stationären Riß kann v_{pl} aus dem Kraft-Verschiebungsdiagramm nach Bild 9b mit $v_{pl} = v_{pl}^{o.R.}$ (o.R. = ohne Rißverlängerung) entnommen werden. Der plastische Verschiebungsanteil $v_{pl} = v_{pl}^{m.R.}$ (m.R. = mit Rißverlängerung) nach Verlängerung des Anrisses kann durch Konstruktion der elastischen Entlastungsgeraden aus der aktuellen Nachgiebigkeit der Probe bestimmt werden (Bild 9b). Auf die umfangreiche Berechnung von $v_{pl}^{m.R.}$ konnte verzichtet werden, da sich herausstellte, daß eine Rechnung mit $v_{pl} = v_{pl}^{o.R.}$, d.h. bei Vernachlässigung des Einflusses der Rißverlängerung auf die Kerbaufweitung v , die R-Kurve in einem geringen Ausmaß beeinflusst. Am Beispiel einer CT-Probe konnte eine Abweichung in δ_D mit kleiner als 6 % festgestellt werden.

6. Versuchsergebnisse

6.1 Rißinitiierung und Beanspruchungsverlauf bei stabilem Rißwachstum

Die Auswertung eines Bruchmechanikversuches sollte Aufschluß über den Einsatz der Rißverlängerung und die Gesetzmäßigkeiten eines möglichen stabilen Rißwachstums geben. In den Bildern 16 bis 18 ist die äußere Probenbeanspruchung in Abhängigkeit vom stabilen Rißwachstum, ausgedrückt durch das Rißlängenverhältnis a/W , für die drei untersuchten Werkstoffe am Beispiel der CCT-Proben dargestellt. Die eingezeichneten Geraden kennzeichnen den Belastungszustand des Probenligamentes in Abhängigkeit von a/W und deuten an, wann eine mittlere Spannung auf dem Probenligament die Streckgrenze bzw. die Zugfestigkeit erreicht. Die Rißinitiierung stimmt bei den zähen Werkstoffen 2024-FC(B) und 35NiCrMo16 mit dem Erreichen des Nettoquerschnittsfließens überein; stabiles Rißwachstum findet unter vollplastischem Werkstoffverhalten statt. Durch die hohe Verfestigung der Werkstoffe wird die maximale Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes durch die Zugfestigkeit bzw. geringfügig höhere Werte bestimmt. Bei der mittelfesten Aluminiumlegierung 2024-T351 wird Rißinitiierung noch im elastisch-plastischen Bereich beobachtet. Dieser weniger verfestigende Zustand zeigt stabiles Rißwachstum bei geringerer Beanspruchung des Nettoquerschnittes.

Dem mit Pfeilen in den Bildern 16 bis 18 gekennzeichneten Rißbeginn liegen Rißinitiierungswerte zugrunde, die mit der Mehrprobenmethode (siehe Kap. 5.3) auf der Basis des J-Integrals ermittelt wurden. In Bild 19 ist für 2024-FC(B) der Rißwiderstand für den Rißinitiierungsbe-
reich dargestellt. Variiert wurden die Probenform, Probenbreite und Probendicke. Für die getesteten Probengeometrien kann ein geometrieunabhängiger Initiierungswert durch lineare Rückextrapolation auf $\Delta a = 0$ mit $J_0 = 11 \text{ kJ/m}^2$ bis 15 kJ/m^2 angegeben werden. Mit 5 mm dicken CT-Proben wurde für den Stahl 35NiCrMo16 ein Initiierungswert von 66 kJ/m^2 ermittelt. Die Initiierung für 2024-T351 kann mit $J_0 = 21,5 \text{ kJ/m}^2$ bis 28 kJ/m^2 , bestimmt an 5 mm und 10 mm dicken SENB-Proben, angegeben werden. In /75, 78, 79, 80/ gibt es Hinweise dafür, daß der

Wert der Rißinitiierung unabhängig von den Abmessungen eine Materialkonstante darstellt.

Die mit der Potentialmethode ermittelten R-Kurven der untersuchten drei Probenformen sind für den Initiierungsbereich in Bild 20 dargestellt. Die R-Kurven fallen in einem Streuband zusammen. Der R-Kurve ist ein Initiierungswert von $J_0^{\text{Pot}} = 4 \text{ kJ/m}^2$ zu entnehmen. Eine Gegenüberstellung mit dem J_0 -Wert aus der Vielprobenmethode zeigt, daß die Potentialmethode die Rißinitiierung sehr konservativ abschätzt. Durch plastische Verformungen im Rißspitzenbereich wird von der Potentialmethode eine scheinbare Rißverlängerung von $\Delta a^* = 0,1 \text{ mm}$ angezeigt. In Bild 20 sind zusätzlich die Ergebnisse der 5 mm dicken Proben aus der Mehrprobenmethode (Bild 19) in die J - Δa_{Pot} -Kurve unter Berücksichtigung der scheinbaren Rißverlängerung Δa^* eingetragen. Die gute Übereinstimmung ist ein Indiz dafür, daß mit der Potentialmethode nach anfänglicher geringer Überschätzung die tatsächliche Rißverlängerung ermittelt wird. Bei der Auswertung der Versuche wurde festgestellt, daß für 5 mm dicke Proben, sowohl für 2024-FC(B) als auch Stahl 35NiCrMo16, der wahre Initiierungswert erhalten wird, wenn die scheinbare Rißverlängerung $\Delta a^* = 0,1 \text{ mm}$ bei der Rißlängenermittlung mit der Potentialmethode berücksichtigt wird. Die Rißlängenauswertung mittels Potentialmethode zeigte für 2024-T351 eine geringere scheinbare Rißverlängerung, ebenso für dicke Proben aus 2024-FC(B). Entsprechende Zahlenwerte für Δa^* können nicht angegeben werden, da unter Berücksichtigung der Streuung zu wenig Messungen vorliegen.

6.2 Geometrieeinfluß auf die J- und δ_5 -R-Kurve

6.2.1 Einfluß der Abmessungen in der Probenebene bei vergleichbarem Spannungszustand

Zur Untersuchung des Geometrieeinflusses auf das stabile Rißwachstum wurden R-Kurven auf der Basis des J-Integrals und des δ_5 -Konzeptes aufgestellt. Variiert wurden die Probenform, Probenbreite und das Anrißlängenverhältnis. Die Bruchflächen der 5 mm dicken Proben zeigten ein vom Werkstoffzustand abhängiges einheitliches Bruchaussehen. Im Fall

der zähen Werkstoffe 2024-FC(B), 2024-FC(C) und 35NiCrMo16 bildete sich die Bruchfläche als vollständiger Scherbruch aus, was darauf schließen ließ, daß der Bruchvorgang unter den Bedingungen eines ebenen Spannungszustandes erfolgte. Die Bruchflächen der ausgehärteten Legierung 2024-T351 wiesen einen Mischbruch aus Anteilen von Scher- und Normalbruch auf, wobei der Anteil des ebenen Bruches über der Probendicke etwa 60 % betrug.

Die folgenden Ergebnisse wurden an Proben der Dicke $B = 5$ mm ermittelt. Da die Resultate bezüglich des Geometrieeinflusses der Biege- und Kompaktproben sehr ähnlich waren, soll im folgenden nur eine der beiden Probenformen betrachtet werden. Von den beiden weichgeglühten Aluminiumlegierungen 2024-FC wird nur der umfangreicher getestete Zustand 2024-FC(B) zur Erläuterung des Geometrieeinflusses herangezogen, da sich diesbezüglich beide Werkstoffe nicht unterscheiden.

Den Einfluß der Probenbreite und des Anrißlängenverhältnisses auf die R-Kurve zeigen die Bilder 21 und 22. In Bild 21 sind die R-Kurven zweier Biegeproben unterschiedlicher Breite gegenübergestellt. Das Anrißlängenverhältnis wurde an 100 mm breiten CT-Proben variiert, die R-Kurven sind in Bild 22 dargestellt. Ein anfänglicher Bereich der R-Kurven ist unabhängig von den untersuchten Probenabmessungen. Mit zunehmender Rißverlängerung zeigt sich eine vom Anrißlängenverhältnis bzw. von der Probenbreite abhängige Aufspaltung der R-Kurven, wobei jeweils die R-Kurve der Probe mit dem kleineren Ligament von der R-Kurve des größeren Ligamentes abspaltet.

Eine Gegenüberstellung der J- und δ_5 -R-Kurven macht deutlich, daß die Aufspaltpunkte der R-Kurven für eine betrachtete Geometrie in der Darstellung mit δ_5 zu größeren Rißverlängerungsbeträgen verschoben sind, d.h. mit dem δ_5 -Konzept läßt sich stabiles Rißwachstum länger korrelieren als mit dem J-Integral. Einige δ_5 -R-Kurven zeigen in dem untersuchten Rißverlängerungsbereich keine Aufspaltpunkte.

Empirisch wurde festgelegt, daß eine eindeutige Korrelation des stabilen Rißwachstums mit J oder δ_5 bis zu den experimentell ermittelten Aufspaltpunkten zulässig ist. Als Aufspaltpunkt wurde eine 5%ige Abweichung in J bzw. δ_5 definiert. Eine Auswertung dieser Punkte (siehe Kap.

7.1) mit den drei Kriterien nach Gln. (41) bis (43) sollte zeigen, ob mit diesen eine Aussage über den Gültigkeitsbereich einer einparametrischen Beschreibung des Bruchverhaltens möglich ist, d.h. ob die Aufspaltpunkte durch einheitliche Zahlenwerte für α , ρ und ω beschrieben werden können.

Bei den Versuchen mit 100 mm breiten CT-Proben konnte aufgrund des geringen B/W-Verhältnisses eine Ausbeulung der Proben nicht ausgeschlossen werden. Zwei Proben mit relativ großen Anrißlängenverhältnissen, $a_0/W = 0,5$ und $a_0/W = 0,7$, wurden daher mit Beulschutz getestet. Aus Bild 22b ist zu ersehen, daß die R-Kurven der Proben mit und ohne Beulschutz keinen nennenswerten Unterschied aufzeigen. Eine CT-Probe mit $a_0/W = 0,5$, getestet ohne Beulschutz, zeigte im Versuch einen stark vom Probenligament abweichenden Rißverlauf (Bild 22b); dies führte zu einem geringeren Rißwiderstand der Probe. Ein vergleichbarer Rißverlauf führte bei der Biegeprobe aus 2024-FC(B) mit $a_0/W = 0,2$ zu einem steileren R-Kurvenverlauf. Die Ergebnisse beider Proben werden in den folgenden Betrachtungen dieser Arbeit nicht berücksichtigt.

Ein ähnliches Verhalten wie das der Biege- und Kompaktproben zeigen die in Bild 23 dargestellten R-Kurven der mittig angerissenen Zugproben. In Abhängigkeit von Anrißlänge und Probenbreite spalten die R-Kurven der Proben mit dem kleineren Ligament $W-a$ von dem anfänglich gemeinsamen Streuband aller R-Kurven nach bestimmten Rißverlängerungsbeträgen ab. Der ungültige Teil der R-Kurven zeigt bei den CCT-Proben im Gegensatz zu den CT- und SENB-Proben einen steileren R-Kurvenverlauf.

Die R-Kurve der 100 mm breiten Probe mit $a_0/W = 0,2$ weist einen, ausgedrückt in J, größeren Rißwiderstand auf als die der anderen untersuchten a_0 - und W-Werte (Bild 23a). Aufgrund der hohen Verfestigung dieses Werkstoffzustandes wird die Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes durch eine mittlere Spannung in Höhe der Zugfestigkeit bestimmt (siehe Kap. 6.1). Die daraus resultierenden hohen Prüfkkräfte führen dazu, daß bei der Probe mit dem kurzen Anriß, $a_0/W = 0,2$, die gesamte Probe durchplastiziert, d.h. auch im nichtangerissenen Probenquerschnitt

(Bruttoquerschnitt) erreicht eine mittlere Spannung die Streckgrenze. Damit wird durch zusätzliche plastische Verformungsbeträge außerhalb des Probenligamentes die Probenverlängerung zu groß ermittelt, womit es zur Überschätzung des J-Integrals kommt. Aus dem in Bild 16 dargestellten Beanspruchungsverlauf des Bruttoquerschnittes ist zu ersehen, daß eine Durchplastizierung der Probe kurz nach Beginn des Rißwachstums auftritt. Dies entspricht genau dem R-Kurvenverlauf. Bereits kurz nach Beginn des Rißwachstums wird J zunehmend überschätzt.

In Bild 23b ist der Rißwiderstand der getesteten CCT-Proben, ausgedrückt durch δ_5 , dargestellt. Abgesehen von einer Probe konnten innerhalb des untersuchten Bereiches keine Aufspaltungen der R-Kurven festgestellt werden. Durch Ausweitung der Versuchsführung konnte das stabile Rißwachstum zweier Proben, mit dem Anrißlängenverhältnis $a_0/W = 0,7$ und $W = 50$ mm bzw. $W = 25$ mm, bis zur vollständigen Durchtrennung des Probenligamentes ermittelt werden. Die R-Kurve der Probe $W = 50$ mm zeigt eine Abweichung vom Streuband der anderen Proben (Bild 23b), nachdem sich der Anriß um 60 % vom ursprünglichen Probenligament ausgebreitet hatte. Das Bruchverhalten der 25 mm breiten Probe konnte bis zum endgültigen Versagen, d.h. der Riß hatte sich bis zum Probenrand stabil ausgebreitet, eindeutig mit δ_5 beschrieben werden. Von besonderem Interesse erscheint die Tatsache, daß sich das Bruchverhalten der CCT-Probe mit kurzem Anriß ($a_0/W = 0,2$) durch den lokalen Korrelationsparameter δ_5 eindeutig beschreiben läßt, nachdem eine Auswertung mit J zu einer Überschätzung des Rißwiderstandes führte.

Ein Vergleich der untersuchten Probenformen in Bild 24 zeigt, daß für die zugbelastete Geometrie ein größerer Betrag an Rißverlängerung sowohl mit J als auch mit δ_5 korreliert werden kann, wobei δ_5 den Rißwiderstand für größere Rißverlängerungsbeträge beschreibt.

Die Variation der Abmessungen in der Probenebene führte bei Proben aus 35NiCrMo16 und 2024-T351 zu ähnlichen Ergebnissen. In den Bildern 25, 26 und 27 ist beispielhaft der Einfluß von a_0 und W auf die R-Kurven der beiden Werkstoffe dargestellt.

Bei einer CT-Probe aus 35NiCrMo16 mit sehr kurzem Anriß ($a_0/W = 0,2$) verformte sich der Bereich um die Bohrungen zur Aufnahme der Belastungsbolzen stark plastisch, wodurch eine Auswertung nach dem J-Integral nicht mehr möglich war. Im Dreipunktbiegeversuch konnte der Rißwiderstand einer Probe mit $a_0/W = 0,2$, unbeeinflußt von plastischen Verformungsbeträgen außerhalb des Ligamentes, mit dem δ_5 -Konzept charakterisiert werden (Bild 26).

Eine korrekte Auswertung der Biegeproben aus 35NiCrMo16 mit dem J-Integral war nicht möglich, da die Durchbiegung im Versuch infolge plastischer Verformungen durch Rolleneindrücke in die Probe nur fehlerhaft gemessen werden konnte. Zur Zeit der Durchführung dieser Biegeversuche war die in Bild 14 gezeigte Biegevorrichtung noch nicht entwickelt. Die formale Auswertung führte, wie zu erwarten war, zu einem steileren R-Kurvenverlauf (Bild 31a).

Werden für die Darstellung der R-Kurven nur Meßpunkte benutzt, die nach dem 5%-Aufspaltkriterium für gültig befunden wurden, so stellt die R-Kurve innerhalb des untersuchten Geometriebereiches eine Werkstoffeigenschaft dar, da sie unabhängig von der Belastungsart (Zug, Biegung) ist. Die R-Kurven der untersuchten Werkstoffe sind in den Bildern 28 bis 31 dargestellt. In allen Fällen kann das Bruchverhalten mit dem δ_5 -Konzept verglichen mit dem J-Integral für größere Rißverlängerungsbeträge beschrieben werden.

Der Rißwiderstand von 2024-FC(C) in Bild 29 ist vergleichbar mit dem des Werkstoffzustandes 2024-FC(B) in Bild 28. Der ausgehärtete Werkstoffzustand 2024-T351 weist ausgedrückt in J den größten Rißwiderstand auf (Bild 30a). Ein Vergleich der δ_5 -R-Kurven ergibt für 2024-T351 demgegenüber einen geringeren Rißwiderstand (Bild 30b). Dieses Ergebnis zeigt, daß die Festigkeitseigenschaften je nach Auswertung mit J bzw. δ_5 zu unterschiedlichen Werkstofftrends führen.

Die R-Kurven in den Bildern 28 bis 31 sind nicht unabhängig von der Probendicke. Auf den Einfluß der Probendicke wird in Kap. 6.2.3 näher eingegangen. Da die 10 mm dicken Proben aus 2024-FC(B) ebenfalls unabhängig von den untersuchten Geometrien und Abmessungen einen vollstän-

digen Scherbruch aufwiesen, sollen die Ergebnisse an dieser Stelle aufgeführt werden. Das Bruchverhalten kann in ähnlicher Weise wie bei den 5 mm dicken Proben beschrieben werden. In Bild 32 sind beispielhaft die R-Kurven der CCT-Proben dargestellt. Eine leichte Überschätzung des J-Integrals wird ebenfalls für die Probe mit $a_0/W = 0,3$ ermittelt. Die δ_5 -R-Kurven der untersuchten Proben liegen dagegen alle in einem gemeinsamen Streuband. Für den untersuchten Bereich konnten keine Aufspaltpunkte festgestellt werden. Bild 33 zeigt, daß auch hier kein Geometrieeinfluß auf die J- und die δ_5 -R-Kurve vorhanden ist. Der Reißwiderstand ist für 10 mm dicke Proben geringfügig höher als der der 5 mm dicken Proben aus 2024-FC(B).

6.2.2 Einfluß der Abmessungen in der Probenebene bei veränderlichem Spannungszustand

In Bild 34 sind R-Kurven dargestellt, welche an 20 mm dicken und 50 mm bzw. 100 mm breiten CT-Proben ermittelt wurden. Die R-Kurven zweier Proben mit vergleichbaren Ligamentabmessungen zeigen im anfänglichen Bereich eine gemeinsame R-Kurve. Die Bruchflächen bildeten sich zu einem vollständigen Scherbruch aus. Auf der Bruchfläche der Probe mit dem kürzesten Ligament erstreckt sich die Scherlippenausbildung nicht über die gesamte Probendicke. Es ist in Probenmitte ein Anteil ebenen Bruches zu erkennen. Die δ_5 -R-Kurve dieser Probe, dargestellt in Bild 34b, zeigt einen flacheren Verlauf als die R-Kurve der Proben mit dem größeren Probenligament, verursacht durch eine zunehmende Verformungsbehinderung bei kleinen Probenligamenten. Die Verformungsbehinderung resultiert aus dem Spannungsgradienten über dem Probenligament biegebelasteter Proben.

Ein ähnliches Ergebnis konnte für CT-Proben aus 2024-T351 schon bei einer Probendicke $B = 10$ mm festgestellt werden. Auf der Bruchfläche der Probe mit $a_0/W = 0,7$ kann ein größerer Anteil normalflächigen Bruches als bei der Probe mit $a_0/W = 0,3$ beobachtet werden, was zu einem geringeren Reißwiderstand führte (Bild 35). Die J-R-Kurve dieser Probe, dargestellt in Bild 35a, zeigt eine geringfügig frühere Abweichung, ausgedrückt durch α nach Gl. (41), von der R-Kurve der Probe mit dem größe-

ren Ligament, als an Proben mit unveränderlichem Spannungszustand (siehe Kap. 7.1) festgestellt wurde.

Der Einfluß der Probenform bei dicken Proben ist in Bild 36 dargestellt. Die R-Kurven einer CCT-Probe und einer CT-Probe gleicher Dicke und vergleichbarem Ligament weisen einen stark unterschiedlichen Verlauf auf. Die Bruchflächen bildeten sich zu einem normalflächigen Bruch aus. Eine Übereinstimmung der R-Kurven beider Proben ist für einen geringen Rißverlängerungsbetrag gegeben. Anschließend verläuft die R-Kurve der CT-Probe aufgrund der höheren Verformungsbehinderung wesentlich flacher als die der rein zugbelasteten CCT-Probe.

6.2.3 Einfluß der Probendicke auf die R-Kurve

Der Einfluß der Probendicke auf die R-Kurve wurde für 2024-FC(B) und 2024-T351 an CT-Proben der Dicke 5 mm, 10 mm und 20 mm sowie mit seitlich gekerbten Proben mit der Nettodicke $B_n = 15$ mm untersucht. Die R-Kurven der Proben aus 2024-FC(B) sind in Bild 37 dargestellt. Nach einem anfänglichen Verlauf in einem gemeinsamen Streuband ist zu erkennen, daß sich mit zunehmender Probendicke ein steilerer R-Kurvenverlauf ergibt. Abgesehen von der seitlich gekerbten Probe versagten die restlichen Proben unter den Bedingungen eines ebenen Spannungszustandes. Ein Spannungszustand mit höherer Mehrachsigkeit an der Rißspitze der seitlich gekerbten Probe führte bei vergleichbarem Probenligament zu einem flacheren Verlauf der J- und δ_5 -R-Kurve (Bild 37).

In Bild 37 ist der Gültigkeitsbereich der R-Kurven, soweit bekannt, durch Pfeile gekennzeichnet, welcher durch Anwendung des 5%-Aufspaltkriteriums innerhalb der Geometrievariation, z.B. in Bild 22a für die Probe der Dicke $B = 5$ mm, ermittelt wurde. Der Gültigkeitsbereich einer dickenunabhängigen R-Kurve müßte unter Berücksichtigung der untersuchten Probendicken stärker eingeschränkt werden.

Entsprechend der unterschiedlichen R-Kurvenverläufe bei Variation der Probendicke (Bild 37) wurden im Experiment kritische J_M - und δ_{5M} -Werte bei Erreichen der Maximallast ermittelt, die zusätzlich von der Proben-

breite (Bild 38) und dem Anrißlängenverhältnis abhängig sind. Während die 100 mm breiten Proben eine stetige Zunahme der kritischen Werte mit B aufweisen, wurden für die 50 mm breiten Proben infolge einer zunehmenden Verformungsbehinderung (unterschiedliche Scherlippenausbildung, vgl. Kap. 6.2.2) bei $B = 20$ mm wieder abnehmende kritische Werte ermittelt (siehe auch Bild 3). Den bei Maximallast bestimmten J -Werten, J_M , ist in Bild 38a der wesentlich geringere, von den untersuchten Geometrien unabhängige, Rißinitiierungswert aus Bild 19 gegenübergestellt.

Die Proben aus 2024-T351 zeigen auf der Bruchfläche einen mit zunehmender Probendicke größeren Anteil normalflächigen Bruches, welcher durch eine mit der Probendicke anwachsende Verformungsbehinderung im Probeninneren verursacht wird. Bei der 20mm dicken Probe beträgt der scherschälige Bruchanteil etwa 5 % der Probendicke. Die Verformungsbehinderung in Dickenrichtung führt dazu, daß der Rißwiderstand, wie in Bild 39 dargestellt, mit der Probendicke abnimmt. Eine untere Abschätzung des Rißwiderstandes ist durch die seitlich gekerbten Proben, die eine vollständige normalflächige Bruchfläche aufweisen, gegeben. Aus den Bildern 39a und b ist zu ersehen, daß im Bereich der Rißinitiierung die R -Kurven in einem Streuband, entsprechend des dickenunabhängigen Rißinitiierungswertes (siehe Kap. 6.1), zusammenfallen, jedoch dann schnell auseinanderlaufen.

7. Diskussion

7.1 Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J - und δ_5 -kontrolliertes Rißwachstum

In diesem Kapitel sollen Ergebnisse der Proben dargestellt werden, die im Versuch bei Variation der Abmessungen in der Ebene ein einheitliches Bruchverhalten unter dem Einfluß eines teilweisen bzw. vollständigen ebenen Spannungszustandes aufwiesen. Diese Bedingungen erfüllen nach den Erläuterungen in Kap. 6.2.1 die 5 mm dicken Proben der untersuchten Werkstoffe einschließlich der 10 mm dicken Proben aus 2024-FC(B).

Der Geometrieeinfluß auf die R-Kurve ist schematisch in Bild 40 gezeigt. Charakteristische Parameter, die den Verlauf der R-Kurven beeinflussen, sind die Abmessungen des Probenligamentes und die Belastungsart. Mit zunehmendem Probenligament, d.h. bei breiteren Proben bzw. Proben mit kleineren Anrissen, wird die Aufspaltung der R-Kurven zu größeren Rißverlängerungsbeträgen verschoben. Weiterhin kann festgestellt werden, daß eine geometrieunabhängige Beschreibung des Rißwachstums mit den R-Kurven der rein zugbelasteten Proben für größere Rißverlängerungsbeträge möglich ist.

Zur quantitativen Beschreibung einer geometrieunabhängigen R-Kurve wurden die Aufspaltpunkte mit den Gültigkeitskriterien nach Gl.n. (41) bis (43) ausgewertet. In den Bildern 41 und 42 sind die aus den J- und δ_5 -R-Kurven ermittelten Zahlenwerte für α , ρ und ω aufgetragen. Innerhalb eines Streubandes sind diese Werte unabhängig vom Anrißlängenverhältnis. Die beiden Werkstoffzustände 2024-FC(B) und 2024-FC(C) zeigen vergleichbare Ergebnisse und sind daher gemeinsam in Bild 41a und 42a enthalten. Mit dem Faktor α ist der zulässige Rißverlängerungsbetrag einer betrachteten Geometrie festgelegt, bis zu welchem eine von a_0 und W unabhängige Korrelation mit J oder δ_5 möglich ist. Die Zahlenwerte ρ und ω sind ein Maß für das aktuelle Probenligament bei Aufspaltung einer R-Kurve vom gültigen R-Kurvenverlauf.

Der oben qualitativ beschriebene Einfluß der Belastungsart auf den Gültigkeitsbereich der R-Kurven wird in den Diagrammen der Bilder 41 und 42 quantitativ wiedergegeben. Stabiles Rißwachstum kann in allen Fällen mit dem δ_5 -Konzept deutlich länger als mit dem J-Integral korreliert werden.

Die Auswertung der δ_5 -R-Kurven der zugbelasteten Proben zeigte im untersuchten Bereich mit einer Ausnahme (siehe Bild 23b) keine Aufspaltpunkte, aus diesem Grund ist das R-Kurvenverhalten dieser Belastungsart in Bild 40b mit einem Fragezeichen versehen worden. Die eingetragenen Werte für CCT-Proben in den Bildern 42a, b und c beziehen sich auf Meßwerte bei Versuchsende; die eingezeichneten Pfeile deuten an, in welcher Richtung sich die Zahlenwerte bei einer möglichen Aufspaltung der R-Kurven oberhalb des untersuchten Bereiches ändern.

7.2 Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J nach der Einprobenmethode

Eine Aussage über den Gültigkeitsbereich einer R-Kurve mit dem Verfahren der Geometrievaryation erfordert mindestens zwei Proben unterschiedlicher Ligamentabmessungen. Durch die Aufspaltung der R-Kurve mit dem kleineren Ligament von einer Basis-R-Kurve mit größerem Ligament wird, unter der Voraussetzung der Unabhängigkeit von der Probenform, ein bestimmter geometrieunabhängiger Bereich festgelegt. Im folgenden werden zwei Verfahren vorgeschlagen, mit denen der Gültigkeitsbereich der R-Kurve durch Auswertung eines einzigen Bruchmechanikversuches ermittelt werden kann.

Auf der Grundlage der in Kap. 2.2.3 vorgestellten Beziehung zwischen dem J-Integral und der Reißöffnungsverschiebung (Gl. (34)) kann unter der Voraussetzung, daß ein Beanspruchungsparameter über einen größeren Bereich gültig ist, der Gültigkeitsbereich der unterlegeneren Reißfeldgröße festgelegt werden. Aus den Betrachtungen des vorangehenden Kapitels geht hervor, daß mit dem δ_5 -Konzept das Reißwachstum in einem größeren Bereich korreliert werden kann.

In Bild 43 sind für Proben unterschiedlicher Belastungsart die experimentell ermittelten Beanspruchungsgrößen J und δ_5 gegeneinander aufgetragen. Es zeigt sich, daß ein linearer Zusammenhang in bestimmten Grenzen auch während des stabilen Reißwachstums besteht. Abhängig von der Probengeometrie zeigen sich Abweichungen von dem anfänglich gemeinsamen linearen Verlauf, die eine obere Grenze der J-Gültigkeit für die betrachtete Geometrie darstellen. Eine Charakterisierung dieser Punkte wurde mit dem α -Kriterium nach Gl. (41) vorgenommen, wobei eine Abweichung von 5 % in J zugelassen wurde. Die Ergebnisse, ausgedrückt durch α_J^* , aus der Gegenüberstellung von J und δ_5 der 5 mm und 10 mm dicken Proben aus 2024-FC(B), sind in Bild 45a aufgetragen. Ein Vergleich der α_J^* -Werte aus der Einprobenmethode zeigt eine gute Übereinstimmung mit den α_J -Werten in Bild 41a, welche aus der Variation der Abmessungen entstammen.

Für die untersuchten Werkstoffe bestehen zwischen den Reißfeldparametern innerhalb des Gültigkeitsbereiches von J folgende Abhängigkeiten:

$$2024\text{-FC:} \quad J = 2,32 \delta_5 R_{p0,2} \quad (67)$$

$$2024\text{-T351:} \quad J = 1: \delta_5 R_{p0,2} \quad (68)$$

$$35\text{NiCrMo16:} \quad J = 1,33 \delta_5 R_{p0,2} \quad (69)$$

Die oben aufgeführten Beziehungen sind unabhängig von der Probendicke, solange der Bruchvorgang unter dem Einfluß eines vollständigen ebenen Spannungszustandes (2024-FC und 35NiCrMo16) bzw. eines Mischzustandes aus Anteilen ebener Spannung und ebener Dehnung (2024-T351) erfolgt. Zur Berücksichtigung der Verfestigung ersetzt man $R_{p0,2}$ in Gl. (67) bis (69) oft durch eine mittlere Fließspannung R_F nach Gl. (35), man erhält dann:

$$2024\text{-FC:} \quad J = 1,19 \delta_5 R_F \quad (70)$$

$$2024\text{-T351:} \quad J = 0,84 \delta_5 R_F \quad (71)$$

$$35\text{NiCrMo16:} \quad J = 1,1 \delta_5 R_F \quad (72)$$

In Bild 43b sind für eine CCT- und CT-Probe der Dicke $B = 20$ mm aus 2024-T351 die Rißfeldparameter J und δ_5 gegeneinander aufgetragen. Beide Geometrien versagten unter dem Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes (siehe Kap. 6.2.2). Der geänderte Spannungszustand an der Rißspitze führt im Vergleich mit Gl. (71) zu einem geringfügig abweichenden Zusammenhang zwischen J und δ_5 :

$$2024\text{-T351:} \quad J = 0,75 \delta_5 R_F \quad (73)$$

Das zweite Verfahren zur Festlegung eines Gültigkeitsbereiches für J beruht auf dem Zusammenhang zwischen J und v_{LL} /15/ (siehe auch Kap.

2.2.1). Danach ist im elastischen Bereich für einen stationären Riß J proportional dem Quadrat der Verschiebung der Lastangriffspunkte, $J \sim v_{LL}^2$, und für starr-ideal plastisches Werkstoffverhalten direkt proportional der Verschiebung, $J \sim v_{LL}$. Am Beispiel zweier Biegeproben unterschiedlicher Breite ist J über der Verschiebung der Lastangriffspunkte v_{LL} in Bild 44 aufgetragen. Nach einem parabolischen Verlauf nimmt J linear mit v_{LL} zu. Eine Abweichung von diesem linearen Verlauf ist abhängig von der Probenbreite mit zunehmenden Verschiebungsbeträgen zu erkennen. Ein ähnliches Verhalten ergab sich auch bei entsprechender Versuchsauswertung der CT-Proben. Die rein zugbelasteten Proben zeigten dagegen bei der Auftragung von J über v_{LL} einen durchgehend parabolischen Verlauf. Die Ursache dafür kann mit dem störenden Einfluß der Rißverlängerung erklärt werden. Die theoretische Beziehung zwischen J und v_{LL} nach Gl. (26) gilt für einen stationären Riß. Der Zusammenhang zwischen Rißverlängerung und v_{LL} ist bei zug- und biegebeanspruchten Proben unterschiedlich. Aufgrund der höheren Steifigkeit der CCT-Proben, im Vergleich zu biegebeanspruchten Proben, führen geringere Verschiebungsbeträge zu wesentlich höheren Rißverlängerungen. Aus diesem Grund ist eine größere Störung der theoretischen Beziehung durch Rißverlängerung bei zugbelasteten Geometrien zu erwarten.

Die Auswertung der J -Näherungslösung einer Biegeprobe für starr-ideal plastisches Verhalten nach Gl. (27), wobei R_{eL} zur Berücksichtigung der Verfestigung durch eine mittlere Fließspannung R_F ersetzt wurde, ist ebenfalls in Bild 44 eingetragen. Die stärkere Zunahme von v_{LL} mit J im Experiment gegenüber dem theoretischen Zusammenhang, welcher für einen stationären Riß abgeleitet wurde, kann auf den Einfluß des stabilen Rißwachstums zurückgeführt werden. Unter der Annahme, daß die Proportionalität zwischen J und v_{LL} solange Bestand hat, wie J das Verhalten der Probe eindeutig beschreibt, ist mit den Abweichungen von der Proportionalität der Gültigkeitsbereich für J -kontrolliertes Rißwachstum festgelegt. Die Ergebnisse der Auswertung dieser Aufspaltpunkte mit dem α -Kriterium nach Gl. (41) sind in Bild 45 dargestellt. Zur Berechnung von α_J^{**} in Bild 45b wurde als Aufspaltpunkt wiederum eine Abweichung von 5 % in J zugrunde gelegt (Bild 44). Eine bessere Übereinstimmung mit den Ergebnissen bezüglich der α -Werte aus der Geometrievariation (Bild 41a) und dem J - δ_5 -Vergleich (Bild 45a) wird jedoch dann erreicht,

wenn α_J^{**} , bestimmt aus dem J - v_{LL} -Zusammenhang, unmittelbar an den Punkten der überproportionalen Zunahme von v_{LL} bestimmt wird (Bilder 44 und 45c). Dies mag ein Indiz dafür sein, daß das beschriebene Modell doch nicht alle Einflüsse erfaßt, denn bei strenger Gültigkeit des aufgetzeichneten J - v_{LL} -Zusammenhanges müßte das 5%-Kriterium zu den gleichen Ergebnissen führen wie die R-Kurven-Methode nach den Bildern 21 und 22 (siehe auch Bild 41a).

7.3 Geometrieeinfluß unter den Bedingungen eines ebenen Spannungszustandes

Die Geometrieunabhängigkeit einer R-Kurve ist Voraussetzung dafür, um mit dem R-Kurven-Konzept Aussagen über das Bruchverhalten beliebiger Strukturen ableiten zu können. Der Geometrieeinfluß auf das stabile Rißwachstum kann zwei Ursachen haben:

- Zusammenbruch der einparametrischen Beschreibung mit J oder δ_5 (scheinbarer Geometrieeinfluß, siehe Kap. 7.1 und 7.2),
- echter Geometrieeinfluß durch variierende Verformungsbehinderung (englisch: constraint) im Rißspitzenbereich.

Im folgenden wird nur Rißausbreitung bei vollständigem Scherbruch, d.h. bei Vorliegen eines ebenen Spannungszustandes an der Rißspitze, betrachtet. Diese Bedingung erfüllten die 5 mm und 10 mm dicken Proben aus 2024-FC und die 5 mm dicken Proben aus 35NiCrMo16. Der Geometrieeinfluß wird innerhalb dieser Geometrien von der Gültigkeit der Rißfeldparameter J und δ_5 bestimmt.

Zur Ermittlung des Geometrieeinflusses auf das stabile Rißwachstum wurden R-Kurven auf der Basis des J -Integrals und der Rißöffnungsverschiebung δ_5 ermittelt. Es wurde festgelegt, daß eine Geometrieunabhängigkeit für die untersuchten Geometrien solange besteht, wie die durch Variation der ebenen Probenabmessungen Breite, Anrißlänge und Probenform ermittelten R-Kurven in ein gemeinsames Streuband fallen. Die Größe, die den Gültigkeitsbereich der R-Kurve innerhalb einer Probenform steu-

ert, ist die Abmessung des Probenligamentes $W-a$ (Bild 40). Ein Abweichen der R-Kurve einer betrachteten Probe vom gültigen R-Kurvenbereich wurde umso früher festgestellt, je kleiner das Ligament war (Bilder 21, 22, 23, 25, 26, 27, 32). Die quantitative Beschreibung des Gültigkeitsbereiches wurde durch Auswertung der Aufspaltpunkte mit den in der Theorie /41/ vorgeschlagenen Kriterien (siehe Kap. 2.3) vorgenommen. Die Ergebnisse aus den Bildern 41 und 42 bezüglich des α -Kriteriums, welches den zulässigen Rißverlängerungsbetrag zur eindeutigen Bruchbeschreibung angibt, sind in Bild 46 zur besseren Übersicht in einem Diagramm zusammengefaßt. Daraus ist zu ersehen, daß stabiles Rißwachstum sowohl mit J als auch mit δ_5 für eine zugbelastete Geometrie länger als für eine biegebelastete korrelierbar ist. Dieses Verhalten steht im Gegensatz zu den Ergebnissen, welche unter den Bedingungen eines ebenen Dehnungszustandes gefunden wurden /48, 65/. Aus theoretischen Betrachtungen /81/ wäre zu erwarten gewesen, daß die Korrelation stabilen Rißwachstums mit einem Rißfeldparameter für beide Geometrien vergleichbare Ergebnisse liefert, da bei ebener Spannung das Spannungs- und Dehnungsfeld vor der Rißspitze unter Zug- und Biegebeanspruchung sehr ähnlich ist.

Ein Vergleich der Ergebnisse der Literatur /48, 65/ mit denen der vorliegenden Arbeit wird aufgrund der unterschiedlich angewandten Verfahren (siehe Kap. 3) zur Ermittlung eines Gültigkeitsbereiches erschwert. Weiterhin hängen die Zahlenwerte für α , ρ und ω von der Definition des Bezugspunktes, hier mit 5 % Abweichung in J bzw. δ_5 festgelegt, dem Verfestigungsverhalten /64, 66/ und dem Spannungszustand ab.

Trotzdem soll so weit wie möglich ein Vergleich mit den in der Literatur allgemein angegebenen Gültigkeitsbedingungen für J -kontrolliertes Rißwachstum, (siehe Kap. 3), welche für den ebenen Dehnungszustand ermittelt wurden, durchgeführt werden. Die α - und ρ -Werte der biegebelasteten Strukturen zeigen unabhängig vom Spannungszustand vergleichbare Werte (Bild 46). Daraus kann geschlossen werden, daß die Mindestgrößenanforderungen an eine Probe für J -kontrolliertes Rißwachstum durch einen unterschiedlichen Spannungszustand an der Rißspitze nicht wesentlich beeinflußt werden. Ein Vergleich des ω -Kriteriums zeigt kein ein-

heitliches Bild. Für 2024-FC wird mit der Größenbedingung $\omega > 10$ /48, 65/ der Gültigkeitsbereich der R-Kurve zu stark eingeschränkt. Entsprechende Ergebnisse bezüglich des ω -Kriteriums wurden auch am Stahl A533B gefunden /54/. Der geringere Constraint der zugbelasteten Probe im Vergleich zur biegebelasteten bei einem Bruchvorgang unter ebener Dehnung führt zu ungünstigeren Größenbedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum in CCT-Proben ($\alpha < 0,01$, /48/). Im ebenen Spannungszustand sind die Verhältnisse umgekehrt, es wurden mit $\alpha_J \approx 0,24$ bis $0,36$ für 2024-FC und $\alpha_J \approx 0,12$ bis $0,17$ für 35NiCrMo16 wesentlich günstigere Werte zur Festlegung der Mindestabmessungen für CCT-Proben ermittelt.

Aus theoretischen Betrachtungen /27, 66/ ist zu entnehmen, daß für einen Werkstoff mit höherem Verfestigungsexponenten geringere Probenmindestabmessungen erwartet werden. Innerhalb der biegebelasteten Geometrien ist ein derartiger Einfluß bei der Variation in n , mit $n = 0,16$ für 35NiCrMo16 und $n = 0,29$ bzw. $n = 0,27$ für 2024-FC, nicht zu erkennen (Bild 46). Der Vorteil der zugbelasteten gegenüber der biegebelasteten Probe scheint jedoch vom Verfestigungsverhalten mitbestimmt zu werden. Die CCT-Proben aus dem Werkstoff 35NiCrMo16, mit dem geringeren Verfestigungsexponenten, weisen kleinere zulässige Rißverlängerungsbeträge zur J-Korrelation auf (Bild 46) als die CCT-Proben der höher verfestigenden Aluminiumlegierung 2024-FC. Ein ähnlicher Zusammenhang ist den entsprechenden ω -Werten zu entnehmen (Bild 41a und 41c).

Die Ursache der relativ großen Streuungen der α -, ρ - und ω -Werte (Bilder 41 und 42) liegt in der Streuung der R-Kurven. Diese reflektiert die Werkstoffstreuung und die Meßfehler. Die mit der größten Unsicherheit behaftete Meßgröße ist wahrscheinlich die Rißverlängerung Δa , die im Versuch mit einer Genauigkeit von ± 10 % (Bild 15) bestimmt werden konnte. Der Einfluß eines solchen Fehlers auf α , ρ und ω wird an Hand von Bild 47 beschrieben. In diesem Bild sind die R-Kurven zweier Biegeproben (siehe auch Bild 21a) mit unterschiedlichen Ligamentabmessungen aufgetragen. Für die Probe mit dem kleineren Ligament ist die größtmäßige Variation der α -, ρ - und ω -Kriterien mit der Rißverlängerung dargestellt. Wird nun der ungünstigste Fall angenommen, daß die Rißverlängerung der Probe mit dem größeren Ligament im Versuch um 10 % größer ermittelt worden wäre, so ergibt sich die gestrichelt eingezeichnete

R-Kurve und ein neu zu definierender Aufspaltpunkt der R-Kurven. Die so entstandenen Abweichungen für α , ρ und ω zeigen eine Übereinstimmung mit dem Streuband der entsprechenden Werte aus der Geometrievariation in Bild 41a.

Die R-Kurven für 2024-FC(B) (Bilder 28 und 33) sind innerhalb des untersuchten Geometriebereiches nur noch von der Probendicke abhängig. Bei unverändertem Bruchverhalten unter den Bedingungen eines ebenen Spannungszustandes werden mit zunehmender Probendicke steilere R-Kurven erhalten (Bild 37). Dieses Verhalten kann mit der Ausdehnung der plastischen Zone erklärt werden, die im ebenen Spannungszustand auf der Probenoberfläche etwa die Größe der Probendicke einnimmt /18/. Dadurch wird das plastisch verformte Volumen und dementsprechend die Energiezufuhr in die plastische Zone (je Einheit der Probendicke) mit zunehmender Probendicke größer. Der Reißwiderstand nimmt entsprechend zu.

7.4 Geometrieeinfluß unter den Bedingungen eines zunehmenden ebenen Dehnungszustandes

Die Bruchflächen der 5 mm dicken Proben aus 2024-T351 weisen einheitlich neben der Ausbildung von Scherlippen in Oberflächennähe einen Anteil ebenen Bruches auf. Dieses Aussehen ist auf den zunehmenden Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes im Probeninneren zurückzuführen. Die vorliegenden α -, ρ - und ω -Werte in den Bildern 41b und 42 b lassen sich in die bisherigen Betrachtungen für die Extremfälle der ebenen Dehnung /48, 65/ und der ebenen Spannung (Kap. 7.3) zufriedenstellend einordnen. In Kap. 7.3 konnte festgestellt werden, daß der vorherrschende Spannungszustand an der Reißspitze auf den Gültigkeitsbereich der J-R-Kurven von biegebelasteten Geometrien keinen bedeutenden Einfluß ausübt. Mit der Auswertung des α - und ω -Kriteriums (Bilder 46 und 41b) für 2024-T351 wird dieser Sachverhalt bestätigt. Die Zahlenwerte des ρ -Kriteriums (Bild 41b) liegen im oberen Bereich bzw. geringfügig oberhalb des für ebene Dehnung und ebene Spannung ermittelten Streubandes.

Der Gültigkeitsbereich für δ_5 -kontrolliertes Rißwachstum wird ebenfalls bei biegebelasteten Geometrien durch den Spannungszustand an der Rißspitze nicht beeinflusst; es ergeben sich für die untersuchten Werkstoffe vergleichbare Zahlenwerte für α , ρ und ω (Bilder 42 und 46).

Der zunehmende Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes, sowie die geringe Verfestigung führen bei 2024-T351 dazu, daß der Bereich für J-kontrolliertes Rißwachstum der zugbelasteten Geometrie vergleichbar wird mit dem der biegebelasteten Geometrie (Bilder 27a und 41b). Zu einer Umkehrung der Gültigkeitsverhältnisse kommt es, wenn ein Versagen unter vollständiger ebener Dehnung beobachtet wird. Der Gültigkeitsbereich einer R-Kurve wird dann zusätzlich von einer geometrieabhängigen Verformungsbehinderung an der Rißspitze bestimmt /48, 57/. Dieses Verhalten kann mit den R-Kurven der 20 mm dicken Proben aus 2024-T351 demonstriert werden (Bild 36a). Die geringere Verformungsbehinderung der zugbelasteten CCT-Probe führt im Vergleich zur überwiegend biegebeanspruchten CT-Probe gleicher Dicke zu einem größeren Rißwiderstand. Ein gleicher Einfluß der Probenform konnte in den Untersuchungen /48, 57, 58, 62/ ermittelt werden. Eine Auswertung der Gültigkeitskriterien am Aufspaltspunkt der R-Kurven (Bild 36a) zeigt vergleichbare Resultate wie die bereits aus der Literatur bekannten Zahlenwerte der Größenbedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum bei ebener Dehnung /48, 65/.

Der Einfluß der Probendicke auf den Rißwiderstand von 2024-T351 (Bild 39) ist eine Folge der zunehmenden Verformungsbehinderung in Dickenrichtung. Eine untere Abschätzung des Rißwiderstandes ist durch Versuche an seitlich gekerbten Proben möglich.

Bei der vorliegenden Arbeit lag die Betonung auf dem Rißwachstum unter den Bedingungen des ebenen Spannungszustandes. Die wenigen Messungen bei überwiegend ebenen Dehnungszustand reichen zur vollständigen Klärung des Geometrieeinflusses auf das stabile Rißwachstum nicht aus. Hierzu ist ein größerer Versuchsaufwand, ähnlich dem der vorliegenden Arbeit, durch Variation der Probenabmessungen nötig. Aus den vorliegenden Ergebnissen kann jedoch allgemein geschlossen werden, daß ein geometrieunabhängiger R-Kurvenbereich sowohl von der Gültigkeit des Riß-

feldparameters als auch von der vorherrschenden Verformungsbehinderung an der Rißspitze bestimmt wird.

Für die 20 mm dicken Proben aus 2024-T351 kann der Gültigkeitsbereich für den Rißfeldparameter J entsprechend den Ausführungen in Kap. 7.2 mit $\alpha_J = 0,09$ für die CT-Probe und $\alpha_J = 0,13$ für die CCT-Probe aus Bild 43b in Verbindung mit Bild 36a festgelegt werden. Die höhere Dehnungsbehinderung bei der CT-Probe führt jedoch zu einem früheren Aufspalten beider R-Kurven und damit zu einem geringeren gültigen R-Kurvenbereich (Bild 36a). In Bild 48 ist schematisch der zu erwartende Einfluß einer variablen Verformungsbehinderung auf die R-Kurve dargestellt. Ein flacherer Verlauf ergibt sich bei großer Probendicke, großem Anrißlängenverhältnis und zunehmender Biegebeanspruchung. Die gestrichelt eingezeichnete R-Kurve stellt den Verlauf der R-Kurve einer CT-Probe dar, wenn bei vergleichbarem Constrainteinfluß gegenüber der CCT-Probe der Geometrieeinfluß ausschließlich durch die Gültigkeit des Rißfeldparameters bestimmt wird (siehe Kap. 7.3 und Bild 40). Der Einfluß einer variablen Verformungsbehinderung zeigte sich innerhalb der vorliegenden Untersuchungen bei Variation der Probendicke in Bild 39, bei großen Anrißlängenverhältnissen bzw. kleinen Probenligamenten in den Bildern 34 und 35 sowie bei Variation der Belastungsart in Bild 36.

7.5 Gegenüberstellung der Beanspruchungsparameter J und δ_5

Die einparametrische Darstellung der Vorgänge an der Rißspitze mit J und δ_5 setzt voraus, daß ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Rißfeldparametern besteht. Für J und δ_5 konnte unabhängig von den variierten Geometrieparametern eine lineare Abhängigkeit festgestellt werden (Bild 43). Eine Beschreibung dieses Zusammenhanges ist für die untersuchten Werkstoffe durch die Gln. (67) bis (69) gegeben. Gilt für starr-ideal plastisches Werkstoffverhalten $J = 1 \cdot R_{p0,2} \cdot \delta_5$, so zeigen die von 1 abweichenden Faktoren in den Gln. (67) bis (69) den Einfluß des unterschiedlichen Verfestigungsverhaltens. Für einen festen J -Wert werden mit zunehmendem Verfestigungsexponenten kleinere δ_5 -Werte ermittelt. Ein entsprechender Einfluß konnte numerisch /27/ und analytisch /82/ ermittelt werden. In den Gln. (70) bis (72) ist die Streckgrenze

durch eine mittlere Fließspannung nach Gl. (35) ersetzt. Die relativ gute Übereinstimmung der erhaltenen Beziehungen mit Gl. (36) zeigt, daß der Einfluß der Verfestigung näherungsweise mit Gl. (35) erfaßt werden kann.

Die Zusammenhänge zwischen J und δ_5 in Gln. (67) bis (72) sind gültig für den ebenen Spannungszustand bzw. bei 2024-T351 für einen Mischzustand aus ebener Spannung und ebener Dehnung. Die Abhängigkeit zwischen den Rißfeldparametern unter dem Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes an der Rißspitze (Bild 43b) zeigt in Gl. (73), daß für ein gegebenes J gegenüber Gl. (71) größere Rißöffnungsverschiebungen ermittelt werden. Es wird vermutet, daß bei Vorliegen eines ebenen Dehnungszustandes im Probeninneren der Vorgang an der Rißspitze durch Messung der Rißöffnungsverschiebung an der Probenoberfläche nur ungenau wiedergegeben wird. Zur Klärung dieses Sachverhaltes sind weiterführende Untersuchungen geplant. Andererseits ist jedoch zu erwarten, daß der Einfluß des ebenen Dehnungszustandes auf die Rißöffnungsverschiebung δ_5 , gemessen am ursprünglichen Ermüdungsanriß, bei einer sich vom Meßort fortbewegenden Rißspitze stark abklingt.

Der Rißwiderstand wurde mit dem J -Integral und dem δ_5 -Konzept ausgewertet. Dabei zeigte sich durch Auswertung der Gültigkeitskriterien α , ρ und ω eine Überlegenheit des δ_5 -Konzeptes. Die Korrelation des stabilen Rißwachstums mit δ_5 ist verglichen mit J sowohl für zugbelastete als auch für biegebelastete Proben für größere Rißverlängerungsbeträge, ausgedrückt durch α in Bild 46, möglich. Der Gültigkeitsbereich für δ_5 -kontrolliertes Rißwachstum der biegebelasteten Geometrien ist vergleichbar oder günstiger als der größtmögliche gültige Bereich für J , der mit CCT-Proben ermittelt wurde. Eine geometrieunabhängige Beschreibung des Bruchverhaltens darüber hinaus ist mit δ_5 für die zugbeanspruchte Probe möglich. Der Rißwiderstand einer CCT-Probe konnte mit δ_5 bis zum Durchbrechen der Risse an den Probenrändern ($\alpha = 1$) beschrieben werden (Bild 23b). Um den Faktor 4 bis 5 kleinere Biege- bzw. Kompaktproben sind notwendig, um einen vergleichbaren gültigen R -Kurvenbereich bezüglich des stabilen Rißwachstums zu erhalten, wenn anstelle des J -Integrals das Bruchverhalten mit dem δ_5 -Konzept ausgewertet wird.

Die Darstellung der R-Kurve einer CCT-Probe mit J führt bei Durchplastizierung der gesamten Probe (general yield) zu ungültigen Ergebnissen (Bilder 23a und 32a). Der Rißwiderstand wird durch Verformungsbeträge, die mit dem eigentlichen Bruchvorgang in keiner Beziehung stehen, überschätzt. Es ist somit bei CCT-Proben eine weitere Gültigkeitsbedingung zu beachten, mit der überprüft werden muß, daß innerhalb der Versuchsauswertung eine mittlere Spannung über dem Bruttoquerschnitt der Probe die Streckgrenze nicht erreicht. Mit dem δ_5 -Konzept kann das Bruchverhalten unabhängig vom Plastizierungsgrad des nicht angerissenen Probenquerschnittes unverfälscht bestimmt werden. Der Vergleich der beiden Rißfeldparameter zeigt, daß entsprechend der Erwartung von Shih et al. /64/ das Bruchverhalten mit der Rißöffnungsverschiebung universeller beschrieben werden kann als mit dem J-Integral.

Ein Vergleich der Rißfeldparameter ist auch durch eine formale Umrechnung in Spannungsintensitäten K_J nach Gl. (5) mit $G = J$ und K_δ unter Benutzung von Gl. (71) möglich (Bild 49). Alle drei Parameter K_{eff} nach Gl. (13), K_δ und K_J sind bis $\sigma_n \approx R_{p0,2}$ etwa gleich groß. Bezüglich der Beschreibung des Rißwachstums kann folgendes festgehalten werden: Der Rißwiderstand kann vom elastischen bis zum vollplastischen Probenverhalten mit dem J-Integral und mit δ_5 dargestellt werden, wobei die obere Anwendungsgrenze für δ_5 weiterreicht.

7.6 Instabilitätsvorhersage für einfache Strukturen

Die Vorhersage der Instabilitätslast, die in der Regel als Versagenslast identisch ist mit der maximal ertragbaren äußeren Belastung der Probe im Bruchmechanikversuch, kann mit dem Näherungsverfahren nach Shih et al. (siehe Kap. 2.5) für elastisch-plastisches und vollplastisches Werkstoffverhalten durchgeführt werden. Für einfache Strukturen, unter anderem auch für die in dieser Arbeit verwendeten Probenformen, sind in /50/ Lösungen zur Berechnung der Belastungskennlinie (driving force) angegeben.

Am Beispiel des Werkstoffzustandes 2024-FC(B) soll das Verfahren der Bruchvorhersage dargestellt werden. In Bild 50 sind die entsprechenden

J - und δ_5 -R-Kurven aufgetragen, wobei die Meßpunkte, entnommen aus Bild 28, durch eine obere und untere Grenzkurve umrandet sind. Vorhergesagt werden sollen die Instabilitätslasten von drei CCT-Proben unterschiedlicher Breite, $W = 25 \text{ mm}$, $W = 50 \text{ mm}$ und $W = 100 \text{ mm}$. Das Anrißlängenverhältnis beträgt einheitlich $a_0/W = 0,7$. Mit den Gl. (56) bzw. (57) können für die jeweils betrachtete Geometrie die Belastungskennlinien abhängig von der Rißlänge $a = a_0 + \Delta a$ und der Kraft als fester Parameter konstruiert werden. Da die Bestimmung der "driving force" mit der Rißöffnungsverschiebung keine unabhängige Lösung darstellt, sondern bei Shih et al. über d_n nach Gl. (37) mit J verknüpft ist (vgl. Gl. (56) und Gl. (57)), wird bei der Instabilitätsbetrachtung der Zusammenhang zwischen J und δ_5 nach Gl. (70) berücksichtigt.

Die Werkstoffkenngrößen n und β aus der Anpassung der im einachsigen Zugversuch ermittelten Werkstoffgesetze mit dem Potenzgesetz nach Gl. (55) sind in Tab. 1 enthalten. Die in Bild 50 eingezeichneten Belastungskennlinien führen zur tangentialen Berührung der oberen bzw. unteren Grenzlinie des Rißwiderstandes (Berührungspunkte sind durch Kreise gekennzeichnet); womit der kritische Belastungspunkt festgelegt ist. Eine Gegenüberstellung der experimentell ermittelten mit den vorhergesagten Maximallasten zeigt, wie aus Tab. 4 zu ersehen ist, eine sehr gute Übereinstimmung. Die Vorhersage ist dann gültig, wenn die Zahlenwerte für die Gültigkeitskriterien α , ρ und ω im kritischen Belastungspunkt noch gültige Werte darstellen; d.h., innerhalb des gültigen Wertebereiches fallen, der in den vorangestellten Untersuchungen ermittelt werden konnte. Für die in diesem Kapitel betrachteten CCT-Proben sind die α -Werte, α_J bzw. α_δ , bezüglich des Instabilitätspunktes in Tab. 4 enthalten. Die Werte liegen innerhalb oder unterhalb des in den Bildern 41a bzw. 42a eingezeichneten Streubandes. Es ist somit festgestellt, daß das Bruchverhalten im kritischen Punkt noch eindeutig mit J bzw. δ_5 beschrieben werden kann. Mit gleichem Erfolg konnten Bruchlasten für CT- und SENB-Proben der untersuchten Werkstoffe vorhergesagt werden.

Nachteilig wirkt sich bei der Anwendung des Näherungsverfahrens nach Shih et al. /48, 49/ zur Instabilitätsvorhersage die Einschränkung auf Werkstoffe aus, deren Werkstoffgesetze sich durch ein Potenzgesetz an-

passen lassen. Eine Anpassung der Werkstoffgesetze der untersuchten Legierungen war für unterschiedlich große Bereiche im Spannungs-Dehnungs-Diagramm möglich. Der Werkstoff 2024-FC konnte bis $\epsilon_{\text{ges}} = 0,08$, der Stahl 35NiCrMo16 bis $\epsilon_{\text{ges}} = 0,12$ und der gering verfestigende Zustand 2024-T351 nur bis $\epsilon_{\text{ges}} = 0,05$ durch Gl. (55) angepaßt werden (ϵ_{ges} = gesamte physikalische Dehnung aus dem einachsigen Zugversuch). Ist das Kraft-Verschiebungsverhalten einer Probe im Bereich der Maximallast näherungsweise ein Plateau, so kann bei Vorhersage der Maximallast F_{max} die Genauigkeit sehr hoch sein, dagegen kann in Verschiebung eine größere Ungenauigkeit auftreten. Ein entsprechendes Verhalten zeigen die in Bild 50 bestimmten kritischen Werte für CCT-Proben aus 2024-FC(B). Während die vorhergesagten maximalen Lasten gut mit den im Bruchmechanikversuch ermittelten übereinstimmen, ergeben sich für die Rißöffnungsverschiebung δ_5 und J im kritischen Punkt teilweise größere Abweichungen (Tab. 4).

Aus dem Vergleich der in Tabelle 4 aufgelisteten experimentellen J -Werte J_M bei Maximallast mit dem Rißinitiierungswert J_0 für 2024-FC(B) aus Bild 19 wird die Belastungsreserve deutlich, die unter Berücksichtigung des stabilen Rißwachstums bis zum Versagen der Probe noch ausgenutzt werden kann (siehe auch Bild 38a).

Eine näherungsweise Berechnung des Rißwiderstandes, mit Meßwerten für Kraft und Rißlänge aus dem Experiment, ist mit dem Näherungsverfahren nach Shih et al. ebenfalls möglich. In Bild 50 ist die R -Kurve einer 100 mm breiten Probe mit $a_0/W = 0,7$, berechnet nach Gln. (56) bzw. (57), als gestrichelte Linie eingezeichnet. Zur Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung nach Gl. (57) wurde der Zusammenhang zwischen J und δ_5 nach Gl. (67) berücksichtigt. Die Abweichung der gestrichelten R -Kurve vom eingezeichneten Streuband der δ_5 - R -Kurven in Bild 50b ist mit der unterschiedlichen Definition der Rißöffnungsverschiebung erklärbar, die im Näherungsverfahren in abweichender Form zum δ_5 -Konzept nach Bild 8c definiert wurde.

7.7 δ -R-Kurvenbestimmung mit dem Extrapolationsverfahren nach Dawes

In den vorangehenden Kapiteln wurde nachgewiesen, daß der Rißwiderstand eines Werkstoffes sich durch die im Versuch gemessene Rißöffnungsverschiebung δ_5 darstellen läßt. Eine Gegenüberstellung mit der nach Gl. (66) ermittelten Größe δ_D ist in Bild 51 am Beispiel einer SENB-Probe aus 35NiCrMo16 gezeigt. Die Auswertung mit dem Faktor $k = 2,5$, der ursprünglich von Dawes angegeben wurde, führt zu geringfügig anderen Ergebnissen als die δ_5 -Messung.

Zweck der in diesem Kapitel beschriebenen Untersuchungen ist es, die aufgrund der örtlichen Messung prinzipiell sinnvollere, jedoch nur unter hohem Versuchsaufwand zu bestimmende Größe δ_5 mittels des einfachen Extrapolationsverfahrens nach Dawes /26/ so genau wie möglich nachzurechnen. Wenn es gelingt, δ_D mit δ_5 in geeigneter Weise zu eichen, dann kann auf die empfindliche Messung der Rißöffnungsverschiebung δ_5 am ursprünglichen Ermüdungsriß verzichtet werden.

Mit der Anpassung des Rotationsfaktors k wurde daher versucht, eine bessere Übereinstimmung mit δ_5 zu erreichen. Durch Einsetzen der gemessenen Rißöffnungsverschiebung δ_5 in Gl. (66) kann nach Umstellen der Gleichung der Faktor k bestimmt werden. In Bild 52 ist k in Abhängigkeit vom Plastizierungsgrad v_{p1}/v_{e1} (siehe auch Bild 9b) für eine CT-Probe aufgetragen. In einigen Versuchen wurde zusätzlich zur δ_5 -Bestimmung die Verschiebung der Rißflanken δ_{F1} (Bild 52) an der ursprünglichen Ermüdungsrißspitze, d.h. bei $2y = 0$ mm, mit einem Meßmikroskop ermittelt. Wird zur Berechnung von k die Rißöffnung δ_{F1} zugrunde gelegt, so ergibt sich für k die in der Literatur angegebene Abhängigkeit vom Plastizierungsgrad v_{p1}/v_{e1} /83/. Dem Zusammenhang ist zu entnehmen, daß sich im anfänglichen Bereich mit zunehmender Plastizierung das Rotationszentrum von der Rißspitze weg bewegt (Bild 52). Im weiteren Verlauf strebt der Rotationsfaktor einem Sättigungswert zu. Die Rißöffnungsverschiebung δ_5 wird durch Verformungsbeträge aus dem Bereich der Meßbasis, bei der betrachteten Probe in Bild 52 um ca. 20 μ m, größer als die Rißflankenverschiebung ermittelt; dies führt bei der Anpassung mit Gl. (66) zu einem abweichenden Verlauf von k für kleine Plastizie-

rungsgrade. Weiterhin konnte festgestellt werden, daß k nach Rißinitiierung einen annähernd konstanten, vom Werkstoffzustand abhängigen Wert annimmt (Bild 53). Ein Einfluß des Anrißlängenverhältnisses ist für 2024-FC zu erkennen. Es wird vermutet, daß bei kurzen Anrissen infolge relativ hoher Prüfkraft eine Verformung der Rißufer auftritt und somit eine lineare Extrapolation zu falschen Ergebnissen führt. Für Anrißlängenverhältnisse größer als 0,5 kann jedoch mit einem mittleren k -Wert von 3,1 gerechnet werden.

Die Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung δ_D , nach Dawes mit dem angepaßten k aus Bild 53b, ergibt für die Biegeprobe in Bild 51 die zu erwartende genaue Übereinstimmung mit den experimentellen Meßwerten. Der Einfluß von k auf den Verlauf der R-Kurve ist in Bild 54 dargestellt. Die eingezeichneten R-Kurven beziehen sich auf eine 100 mm breite und 5 mm dicke CT-Probe mit einem Anrißlängenverhältnis $a_0/W = 0,7$. Bei einer Variation in k von 2,5 bis 4 wird eine Übereinstimmung mit dem in einem Streuband dargestellten experimentell ermittelten Rißwiderstand (siehe auch Bild 28b) erhalten. Daraus ist zu ersehen, daß der Rotationsfaktor k als relativ unempfindliche Größe in Gl. (66) eingeht.

Mit der Kenntnis, daß k während des stabilen Rißwachstums einen konstanten Wert beibehält (Bild 52), ist es möglich, mit einem einzelnen Meßpunkt für δ_5 , der im Gültigkeitsbereich des δ_5 -Konzeptes liegen sollte, die Größe k über Gl. (66) abzuschätzen. An einer Biegeprobe aus 2024-T351 wurde die Rißöffnungsverschiebung δ_5 bei Versuchsende mit einem Meßmikroskop ausgemessen. Die Anpassung an Gl. (66) führte zu einem Wert von $k = 2$. Eine Gegenüberstellung der R-Kurven, dargestellt mit δ_D und der gemessenen Rißöffnungsverschiebung δ_5 in Bild 55, zeigt eine gute Übereinstimmung. Es ist somit möglich, das Bruchverhalten einer angerissenen Probe, auf der Basis der Rißöffnungsverschiebung, mit dem modifizierten Extrapolationsverfahren aus der Kerbaufweitung, die entfernt von der Rißspitze gemessen wird, zu berechnen.

8. Zusammenfassung

Zur Untersuchung des Geometrieeinflusses auf das stabile Rißwachstum wurden R-Kurven auf der Basis des J-Integrals und der Rißöffnungsverschiebung δ_5 experimentell ermittelt. Die Rißausbreitung fand bei den Werkstoffen 2024-FC und 35NiCrMo16 unter vollplastischem Werkstoffverhalten statt ($\hat{=}$ Nettoquerschnittsfließen). Bei dem mittelfesten Zustand 2024-T351 erfolgte das Rißwachstum zu Beginn im elastisch-plastischen Bereich. Variiert wurden die Probenform, Probenbreite, Probendicke und das Anrißlängenverhältnis. Ein anfänglicher Bereich der R-Kurven ist unabhängig von den untersuchten ebenen Probenabmessungen. Mit zunehmender Rißverlängerung wird innerhalb einer Probenform eine Aufspaltung der R-Kurven in Abhängigkeit von der Probenligamentgröße deutlich. Es wurde festgelegt, daß eine Geometrieunabhängigkeit in der Probenebene für die untersuchten Geometrien solange besteht, wie die durch Variation der Probenbreite, Anrißlänge und Probenform ermittelten R-Kurven in ein gemeinsames Streuband fallen. Zur quantitativen Beschreibung des Gültigkeitsbereiches der R-Kurve einer betrachteten Geometrie wurde der Aufspaltspunkt von dem gemeinsamen Streuband mit geeigneten Gültigkeitskriterien α , ρ und ω ausgewertet.

Für biegebelastete Proben ergeben sich bezüglich J-kontrollierten Rißwachstums unabhängig vom Spannungszustand und der Materialverfestigung vergleichbare Anforderungen an die Probenmindestabmessungen. Entsprechendes kann für den Korrelationsparameter δ_5 ausgesagt werden, jedoch sind bisher noch keine Gültigkeitswerte für einen Bruchvorgang unter vollständiger ebener Dehnung bekannt. Ein Vergleich der Gültigkeitsbereiche von R-Kurven unterschiedlicher Belastungsart zeigt, daß stabiles Rißwachstum unter dem Einfluß eines ebenen Spannungszustandes sowohl mit J als auch mit δ_5 für eine zugbelastete Geometrie länger als für eine biegebelastete korrelierbar ist. Mit abnehmender Materialverfestigung und zunehmendem Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes wird der Vorteil der zugbelasteten Proben bezüglich J-kontrollierbarem Rißwachstum geringer. Zu einer Umkehrung der Gültigkeitsverhältnisse kommt es, wenn ein Versagen unter vollständiger ebener Dehnung beobachtet wird. Der Gültigkeitsbereich einer R-Kurve wird dann zusätzlich von einer belastungsabhängigen Verformungsbehinderung bestimmt.

Die Gegenüberstellung der J- und δ_5 -R-Kurven macht deutlich, daß stabiles Rißwachstum mit der Rißöffnungsverschiebung innerhalb einer Belastungsart für größere Rißverlängerungsbeträge möglich ist. Um den Faktor 4 bis 5 kleinere Biege- bzw. Kompaktproben sind ausreichend, um einen vergleichbaren gültigen R-Kurvenbereich bezüglich stabilen Rißwachstums zu erhalten, wenn anstelle des J-Integrals das Rißwachstum mit dem δ_5 -Konzept ausgewertet wird.

Es konnte gezeigt werden, daß das Bruchverhalten einer angerissenen Probe, auf der Basis der Rißöffnungsverschiebung, mit dem modifizierten Extrapolationsverfahren von Dawes, aus einer entfernt von der Rißspitze gemessenen Kerbaufweitung, beschrieben werden kann.

Die Korrelation zwischen J und δ_5 mit der Streckgrenze gibt für die untersuchten Werkstoffe den Einfluß der Verfestigung wieder. Durch Einführung einer mittleren Fließspannung kann dieser Einfluß näherungsweise kompensiert werden.

Es wurden zwei zusätzliche Verfahren vorgeschlagen, um den Gültigkeitsbereich einer R-Kurve für J-kontrolliertes Rißwachstum mit nur einer Versuchsprobe festzulegen. Die Gültigkeit wurde aus dem Zusammenhang J- δ_5 und für biegebelastete Proben aus J- v_{LL} abgeleitet.

Erfolgt das Bruchgeschehen bei Variation der Probendicke bei unverändertem ebenen Spannungszustand, so werden mit zunehmender Probendicke steilere R-Kurven erhalten. Ein abnehmender Rißwiderstand ergibt sich, wenn mit zunehmender Probendicke der Einfluß eines ebenen Dehnungszustandes im Probeninneren zunimmt.

Innerhalb der untersuchten Probengeometrien konnte ein Geometrieeinfluß auf den Rißinitiierungswert nicht festgestellt werden. Der Vergleich der kritischen J-Werte bei Maximallast mit den Rißinitiierungswerten verdeutlicht die Belastungsreserve, die unter Berücksichtigung des stabilen Rißwachstums bis zum Versagen der Probe noch ausgenutzt werden kann.

Die Darstellung der R-Kurve einer CCT-Probe mit J führt bei Durchplastizierung der gesamten Probe zu einer Überschätzung des Rißwiderstandes. Mit dem δ_5 -Konzept kann das Bruchverhalten unabhängig vom Verformungszustand außerhalb des Ligamentes aus einer direkten Messung in Rißspitzennähe bestimmt werden.

Abschließend kann festgestellt werden, daß eine durchgehende Beschreibung des Rißwiderstandes vom elastisch-plastischen bis zum vollplastischen Probenverhalten mit dem J-Integral und mit δ_5 dargestellt werden kann, wobei die obere Anwendungsgrenze für δ_5 weiterreicht.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH am Institut für Werkstofftechnologie.

Den Institutsleitern, Herrn Dr. G. Richter und Herrn Prof. Dr. K.-H. Schwalbe, danke ich für die Möglichkeit zur Durchführung dieser Arbeit.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. K.-H. Schwalbe für die Themenstellung, die Betreuung meiner Arbeit und die kritische Durchsicht des Manuskripts.

Für die wertvollen Diskussionen mit Herrn Prof. Dr. T. Seeger, Herrn Prof. Dr. D. Gross, Herrn H. Amstutz und Herrn A. Cornec von der Technischen Hochschule Darmstadt möchte ich mich herzlich bedanken.

Herrn Prof. Dr. E. Hornbogen danke ich für die Übernahme des Korreferats. Der Ruhr-Universität Bochum danke ich für die Ermöglichung des Promotionsverfahrens.

Mein Dank gilt allen Mitarbeitern des Forschungszentrums, besonders denen der Abteilung Werkstoffmechanik, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Die Untersuchungen wurden von der Deutschen Forschungsgemeinschaft sowie von der GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH finanziell unterstützt, wofür an dieser Stelle gedankt sei.

Literaturverzeichnis

- /1/ Wells,A.A.; Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture, Proceedings of Crack Propagation Symposium, Cranfield, 1, 1961, 210-230.
- /2/ Rice,J.R.; A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, Journal of Applied Mechanics 35, 1968, 379-386.
- /3/ Sneddon,N.; The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid, Proceedings of the Royal Society A 187, 1946, 229-260.
- /4/ Tada,H., Paris,P.C. Irwin,G.R.; The stress analysis of cracks handbook, Del. Research Corporation, Hellertown, Pennsylvania, 1973.
- /5/ ASTM E 399-81, Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials, Annual Book of ASTM Standards, 1982, 592-622.
- /6/ Irwin,G.R.; Structural aspects of brittle fracture, Applied Materials Research 3, 1964, 65-81.
- /7/ Brown,W.F.,Jr., Srawley,J.E.; Fracture toughness testing methods, ASTM STP 381, 1965, 133-198.
- /8/ Liebowitz,H., Eftis,J.; On nonlinear effects in fracture mechanics, Engineering Fracture Mechanics 3, 1971, 257-281.
- /9/ Schwalbe,K.-H., Setz,W.; R-curve and fracture toughness of thin sheet materials, Journal of Testing and Evaluation 9, 1981, 182-194.
- /10/ McMeeking,R.M.; Path dependence of the J-integral and the role of J as a parameter characterizing the near-tip field, Flow Growth and Fracture, ASTM STP 631, 1977, 28-41.

- /11/ Landes, J.D., Begley, J.A.; Experimental methods for elastic-plastic and post-yield fracture toughness measurements, in Post Yield Fracture Mechanics, Ed. Latzko, D.G.H., London, 1979, 211-253.
- /12/ Müller, T.; Experimentelle Untersuchung der Wegunabhängigkeit des J-Integrals bei großen plastischen Zonen, Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1980.
- /13/ Begley, J.A., Landes, J.D.; The J-integral as a fracture criterion, Fracture Toughness, ASTM STP 514, 1972, 1-20.
- /14/ Landes, J.D., Begley, J.A.; The effect of specimen geometry on J_{IC} , Fracture Toughness, ASTM STP 514, 1972, 24-39.
- /15/ Bucci, R.J., Paris, P.C., Landes, J.D., Rice, J.R.; J-integral estimation procedure, Fracture toughness, ASTM STP 514, 1972, 40-69.
- /16/ Landes, J.D., Walker, H., Clarke, G.A.; Evaluation of estimation procedures used in J-integral testing, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 266-287.
- /17/ De Castro, P.M.S.T., Spurrier, J., Hancock, P.; Comparison of J testing techniques and correlation J-COD using structural steel specimens, International Journal of Fracture 17, 1981, 83-95.
- /18/ Schwalbe, K.-H.; Bruchmechanik metallischer Werkstoffe, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1980.
- /19/ Rice, J.R., Paris, P.C., Merkle, J.G.; Some further results of J-integral analysis and estimates, Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, 1973, 231-245.
- /20/ Merkle, J.G., Corten, H.T.; A J-integral analysis for the compact specimen, considering axial force as well as bending effects, Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME 96, 1974, 286-292.

- /21/ Clarke, G.A., Landes, J.D.; Evaluation of the J-integral for the compact specimen, Journal of Testing and Evaluation 7, 1979, 264-269.
- /22/ Wheeler, C., Eastabrook, J.N., Rooke, D.P., Schwalbe, K.-H., Setz, W., De Koning, A.U.; Recommendation for the measurement of R-curves using centre-cracked panels, Journal of Strain Analysis 17, 1982, 205-213.
- /23/ Hollstein, T.; Experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von Rissen bei elasto-plastischen Werkstoffverformungen, Dissertation, TH Darmstadt, 1982.
- /24/ Amstutz, H.; noch nicht veröffentlichte Ergebnisse.
- /25/ Wells, A.A.; Application of fracture mechanics at and beyond general yielding, Bericht M 13/63 der British Welding Research Association, 1963, 563-570.
- /26/ Dawes, M.G.; Elastic-plastic fracture toughness based on the COD and J-contour integral concepts, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 307-333.
- /27/ Shih, C.F.; Relationships between the J-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 29, 1981, 305-326.
- /28/ Robinson, J.N., Tetelman, A.S.; Measurement of K_{IC} on small specimens using critical crack tip opening displacement, Fracture Toughness and Slow-Stable Cracking, ASTM STP 559, 1974, 139-158.
- /29/ Knauf, G., Riedel, H.; A comparative study on different methods to measure the crack opening displacement, Advances in Fracture Research, Proceedings of the ICF 5, Cannes, 5, 1981, 2547-2553.
- /30/ BS 5762: 1979, Methods for crack opening displacement (COD) testing, British Standards Institution, Gr. 6, 1979, 1-12.

- /31/ Marston,T.; EPRI Ductile Fracture Research Review Document, NP-701-SR, Special Report, Electric Power Research Institute, Palo Alto, Kalifornien, 1978.
- /32/ Cornec,A.; noch nicht veröffentlichte Ergebnisse.
- /33/ Garwood,S.J., Turner,C.E.; Slow stable crack growth in structural steel, International Journal of Fracture 14, 1978, R 195-R 198.
- /34/ Robinson,J.N.; An experimental investigation of the effect of specimen type on the crack tip opening displacement and J-integral fracture criteria, International Journal of Fracture 12, 1976, 723-737.
- /35/ Hollstein,T.; Über den Zusammenhang zwischen der Rißspitzenaufweitung COS und dem J-integral bei verschiedenen Werkstoffen, Tagungsband 9. Sitzung des AK Bruchvorgänge, Berlin, 1977, 165-177.
- /36/ ASTM E 813-81, Standard test for J_{IC} ; a measure of fracture toughness, Annual Book of ASTM Standards, 1981, 810-828.
- /37/ Hutchinson,J.W.; Singular behavior at end of tensile crack in hardening material, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 16, 1968, 13-31.
- /38/ Hutchinson,J.W.; Plastic stress and strain field at crack tip, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 16, 1968, 337-347.
- /39/ Rice,J.R., Rosengren,G.F.; Plane strain deformation near crack tip in power-law hardening material, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 16, 1968, 1-12.
- /40/ McClintock,F.A.; Plasticity aspects of fracture, in Fracture: An Advanced Treatise 3, Ed. H. Liebowitz, Acad. Press, 1968, 47-225.

- /41/ Hutchinson, J.W., Paris, P.C.; Stability analysis of J-controlled crack growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 37-64.
- /42/ Paris, P.C.; Diskussionsbeitrag zu /13/, 21-23.
- /43/ Krafft, J.M., Sullivan, A.M., Boyle, R.W.; Effects of dimensions on fast fracture instability of notched sheets, Proceedings of Crack Propagation Symposium, Cranfield, Vol. 1, 1961, 8-28.
- /44/ Setz, W.; Die R-Kurve als einparametrische Darstellungsform stabilen Rißfortschritts bei dünnwandigen Strukturen, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1980.
- /45/ Landes, J.D.; Begley, J.A.; Test results from J-integral studies: An attempt to establish a J_{IC} testing procedure, Fracture Analysis, ASTM STP 560, 1974, 170-186.
- /46/ Garwood, S.J., Robinson, J.N., Turner, C.E.; The measurement of crack growth resistance curves (R-curves) using the J-integral, International Journal of Fracture 11, 1975, 528-530.
- /47/ Ernst, H.A., Paris, P.C., Landes, J.D.; Estimations on J-integral and Tearing Modulus T from a single specimen test record, Fracture Mechanics, ASTM STP 743, 1981, 476-502.
- /48/ Shih, C.F., German, M.D., Kumar, V.; An engineering approach for examining crack growth and stability in flawed structures, International Journal of Pressure Vessel and Piping 9, 1981, 159-196.
- /49/ Kumar, V., Shih, C.F.; Fully plastic crack solutions, estimation scheme, and stability analyses for the compact specimen, Fracture Mechanics, ASTM STP 700, 1980, 406-438.
- /50/ Kumar, V., German, M.D., Shih, C.F.; An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis, Fracture Handbook, Electric Power Research Institute, EPRI NP-1931, 1981.

- /51/ Goldman,N.L., Hutchinson,J.W.; Fully plastic crack problems: The center-cracked strip under plane strain, International Journal of Solids and Structures 11, 1975, 575-591.
- /52/ Shih,C.F.; J-integral estimates for strain hardening materials in antiplane shear using fully plastic solutions, Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, 1976, 3-26.
- /53/ Shih,C.F., Hutchinson,J.W.; Fully plastic solutions and large scale yielding estimates for plane stress crack problems, Transaction ASME, Journal of Engineers Materials Technology, Series H., 98, 1976, 289-295.
- /54/ Vassilaros,M.G., Joyce,J.A., Gudas,J.P.; Effects of specimen geometry on the J_I -R-curve for ASTM A533B steel, Fracture Mechanics, ASTM STP 700, 1980, 251-270.
- /55/ Druce,S.G.; Effects of specimen geometry on the characterisation of ductile crack extension in C-Mn steel, Advances in Fracture Research, Proceedings of the ICF 5, Cannes, 2,1981, 843-854.
- /56/ Garwood,S.J.,Turner,C.E.; The use of the J-integral to measure the resistance of mild steel to slow stable crack growth, Fracture, Proceedings of the ICF 4, Waterloo, 3, 1977, 279-284.
- /57/ Simpson,L.A.; Effects of specimen geometry on elastic-plastic R-curves for Zr-2,5% Nb, Advances in Fracture Research, Proceedings of the ICF 5, Cannes, 2, 1981, 833-841.
- /58/ Garwood,S.J.; Measurement of crack growth resistance of A533B wide plate tests, Fracture Mechanics, ASTM STP 700, 1980, 271-295.
- /59/ Kaiser,H.-J.; Untersuchungen zum Einfluß der Probengeometrie auf das stabile Rißwachstum im Bruchmechanikversuch, Dissertation, TH Aachen, 1982.
- /60/ Andrews,W.R., Shih,C.F.; Thickness and side-groove effects on J- and δ -resistance curves for A533B steel at 93⁰C, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 426-450.

- /61/ Tanaka,K., Harrison,J.D.; An R-curve approach to COD and J for an Austenitic steel, International Journal of Pressure Vessel and Piping 6, 1978, 177-201.
- /62/ Garwood,S.J.; Effect of specimen geometry on crack growth resistance, Fracture Mechanics, ASTM STP 677, 1979, 511-532.
- /63/ Schwalbe, K.-H.; Influence of stress state on static crack growth in AlZnMgCu0,5, Engineering Fracture Mechanics 9, 1977, 557-583.
- /64/ Shih,C.F., de Lorenzi,H.G., Andrews,W.R.; Studies on crack initiation and stable crack growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 65-120.
- /65/ McMeeking,R.M., Parks,D.M.; On criteria for J-dominance of crack-tip fields in large-scale yielding, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, 175-194.
- /66/ Shih,C.F., German,M.D.; Requirements for a one parameter characterization of crack-tip fields by the HRR singularity, International Journal of Fracture 17, 1981, 27-43.
- /67/ Hornbogen,E.; Werkstoffe, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1973, S. 232.
- /68/ Buzzard,R.J., Fisher,D.M.; Load-displacement measurement and work determination in threepoint bend tests of notched or pre-cracked specimens, Journal of Testing and Evaluation 6, 1978, 35-39.
- /69/ Hellmann,D., Rohwerder,G., Schwalbe,K.-H.; Development of a test setup for measuring the deflection of SENB-specimens, eingereicht zur Veröffentlichung in Journal of Testing and Evaluation.
- /70/ Schwalbe,K.-H., Hellmann,D.; Application of the electrical potential method to crack length measurements using Johnson's formula Journal of Testing and Evaluation 9, 1981, 218-221.

- /71/ Schwalbe,K.-H.; Test techniques, Advances in Fracture Research, Proceedings of the 5th International Conference on Fracture (ICF 5), Cannes, 4, 1981, 1421-1446.
- /72/ Clarke,G.A., Andrews,W.R., Paris,P.C., Schmidt,D.W.; Single specimen tests for J_{IC} determination, Mechanics of Crack Growth, ASTM 590, 1976, 27-42.
- /73/ Saxena, A., Hudak,S.J.,Jr.; Review and extension of compliance information for common crack growth specimens, International Journal of Fracture 14, 1978, 453-467.
- /74/ Heerens,J., Hellmann,D., Müller-Roos,J., Knaack,J.; Rißlängenmessung mit der Methode der partiellen Entlastung und der Gleichstrompotentialmethode, Tagungsband 14. Sitzung des AK Bruchvorgänge, Mülheim-Ruhr, 1982.
- /75/ Jones,D.L., Poulouse,P.K., Eftis,J., Liebowitz,H.; $\tilde{G}_C$ and R-curve fracture toughness values for Aluminium alloys under plane stress conditions, Engineering Fracture Mechanics 10, 1978, 433-452.
- /76/ Hickerson,J.P.; Experimental confirmation of the J-integral as a thin section fracture criterion, Engineering Fracture Mechanics 9, 1977, 75-85.
- /77/ Johnson,H.H.; Calibrating the electric potential method for studying slow crack growth, Materials Research and Standards 5, 1965, 442-445.
- /78/ Griffis,C.A., Yoder,G.R.; Initial crack extension in two intermediate-strength Aluminium alloys, Transactions ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 98, 1976, 152-158.
- /79/ Fields,B.A., Miller,K.J.; A study of COD and crack initiation by a replication technique, Engineering Fracture Mechanics 9, 1977, 137-146.
- /80/ Blauel,J.G., Hollstein,T.; Zur Ermittlung kritischer J-Integralwerte, Archiv Eisenhüttenwesen 49, 1978, 587-592.

- /81/ Shih,C.F.; persönliche Mitteilung an Schwalbe,K.-H.
- /82/ Schwalbe,K.-H.; Approximate calculation of fatigue crack growth, International Journal of Fracture 9, 1973, 381-395.
- /83/ Veerman,C.C., Muller,T.; The location of the apparent rotation axis in notched bend testing, Engineering Fracture Mechanics 4, 1972, 25-32.

T A B E L L E N

U N D

B I L D E R

Werkstoff	E MN/m ²	R _{p0,2} MN/m ²	R _m MN/m ²	Z %	n ./.	β ./.	Werkstoffzustand
2024-T351	71600	317	440	25	0,09	0,8	Anlieferungszustand
2024-FC(B)	71600	75	217	27	0,29	1,5	wärmebehandelt: 2h 4100C --> 300C/h auf 2500C anschließend Luftabkühlung
2024-FC(C)	71600	100	217	30	0,27	2,1	wärmebehandelt: siehe Text Kap. 5.1
35NiCrMo16	214350	510	726	68	0,16	2,5	Anlieferungszustand

Tab. 1a: Mechanische Eigenschaften und Werkstoffzustände der untersuchten Legierungen

Legierung	Gehalt an											
	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	C	Si	P	S	Mo	Ni
2024-T351	0,15	3,56	0,28	0,94	0,0047	0,043	-	0,11	-	-	-	-
35NiCrMo16		-	0,41	-	1,68	-	0,32	0,28	0,016	0,014	0,43	4,20

Tab. 1b: Chemische Zusammensetzung der untersuchten Legierungen
(Angaben in Gewichtsprozent).

W e r k s t o f f		2024 - FC (B)			2024 - FC (C)			2024 - T351			35NiCrMo16		
		CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT
W (mm)	a ₀ /W												
25	0,7			X									
50	0,2		X								X		
	0,3				X						X		
	0,4					X	X						X
	0,5	X			X			X			X		
	0,6	X	X	X							X		
	0,7	X		X	X						X		
	0,8							X					X
100	0,2			X									
	0,3	X											
	0,4	XX ¹⁾											
	0,5	XX ¹⁾	X ¹⁾	X						X ¹⁾			
	0,6												
	0,7	XX ¹⁾		X									
	0,8												

1) Proben mit Beulschutz getestet

Tab. 2: Versuchsmatrix der 5mm dicken Proben

W e r k s t o f f		2024 - FC (B)			2024 - T351			2024 - FC (B)			2024 - T351		
W (mm)	a _O /W	CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT	CT	SENB	CCT
		----- B = 10mm -----						----- B = 20mm -----					
50	0,2												
	0,3				X								
	0,4	X											
	0,5							XX ²⁾			X ²⁾		
	0,6	X			X								
	0,7							X			X		
	0,8	X			X								
100	0,2												
	0,3	X											
	0,4												
	0,5										X ²⁾		
	0,6												
	0,7	X						X			X		
	0,8												X

2) Probenligament seitlich jeweils 12,5% gekerbt

Tab. 3: Versuchsmatrix der 10mm und 20mm dicken Proben

Rißfeld- parameter	Probenab- messungen $B=5\text{mm}$ $a_o/W=0,7$	kritische Belastungskennwerte aus der Vorhersage:				aus dem Experiment:		
		$F_{\max}, \text{ kN}$	$a_M, \text{ mm}$	$J_M, \text{ kJ/m}^2$	α_J	$F_{\max}, \text{ kN}$	$a_M, \text{ mm}$	$J_M, \text{ kJ/m}^2$
J - Integral	$W=25\text{mm}$	$11,6 < F_{\max} < 12,7$	$19,0 < a_M < 19,3$	$65 < J_M < 78$	$0,14 < \alpha_J < 0,19$	12,8	19,3	· / ·
	$W=50\text{mm}$	$23,8 < F_{\max} < 25,0$	$36,9 < a_M < 37,6$	$104 < J_M < 109$	$0,13 < \alpha_J < 0,17$	24,5	37,0	87
	$W=100\text{mm}$	$45,5 < F_{\max} < 46,8$	$75,3 < a_M < 75,9$	$197 < J_M < 200$	$0,18 < \alpha_J < 0,20$	46,0	75,1	179
δ_5 - Konzept	$B=5\text{mm}$ $a_o/W=0,7$	$F_{\max}, \text{ kN}$	$a_M, \text{ mm}$	$\delta_{5M}, \text{ mm}$	α_δ	$F_{\max}, \text{ kN}$	$a_M, \text{ mm}$	$\delta_{5M}, \text{ mm}$
	$W=25\text{mm}$	$11,3 < F_{\max} < 12,8$	$19,0 < a_M < 19,4$	$0,40 < \delta_{5M} < 0,52$	$0,14 < \alpha_\delta < 0,20$	12,8	19,3	0,48
	$W=50\text{mm}$	$23,0 < F_{\max} < 24,8$	$37,1 < a_M < 37,8$	$0,65 < \delta_{5M} < 0,75$	$0,14 < \alpha_\delta < 0,19$	24,5	37,0	0,52
	$W=100\text{mm}$	$43,5 < F_{\max} < 45,6$	$74,3 < a_M < 75,5$	$1,05 < \delta_{5M} < 1,09$	$0,14 < \alpha_\delta < 0,18$	46,0	75,1	1,04

Tab. 4: Gegenüberstellung der gemessenen und vorhergesagten kritischen Belastungswerte für mittig angerissene Zugproben.

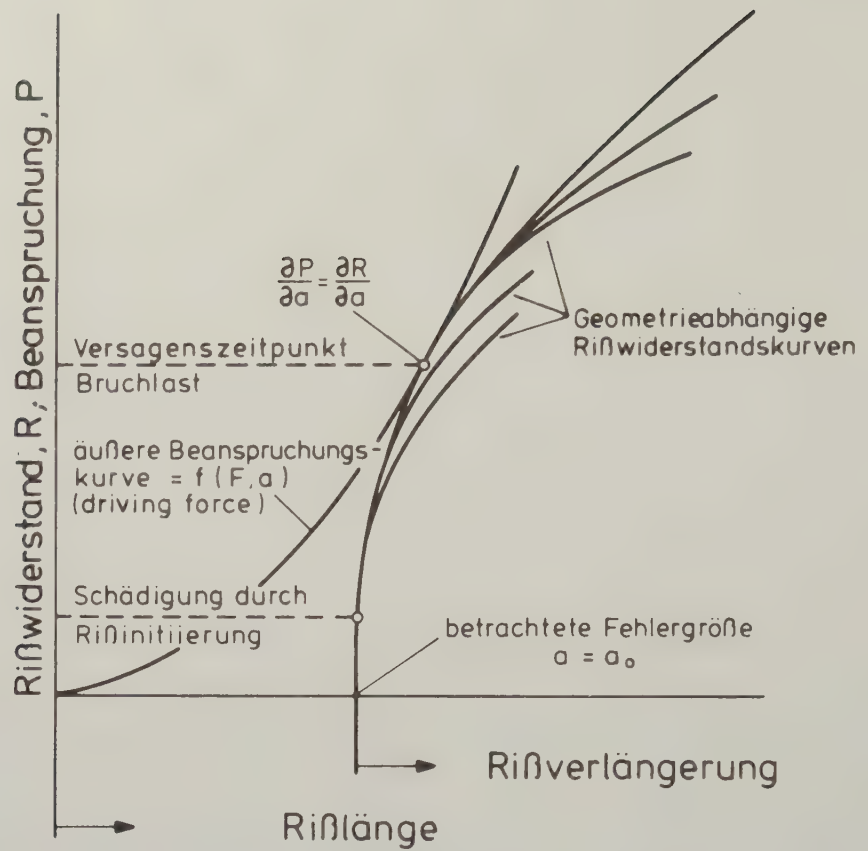


Bild 1: Beschreibung des Bruchverhaltens mit dem R-Kurven-Konzept.

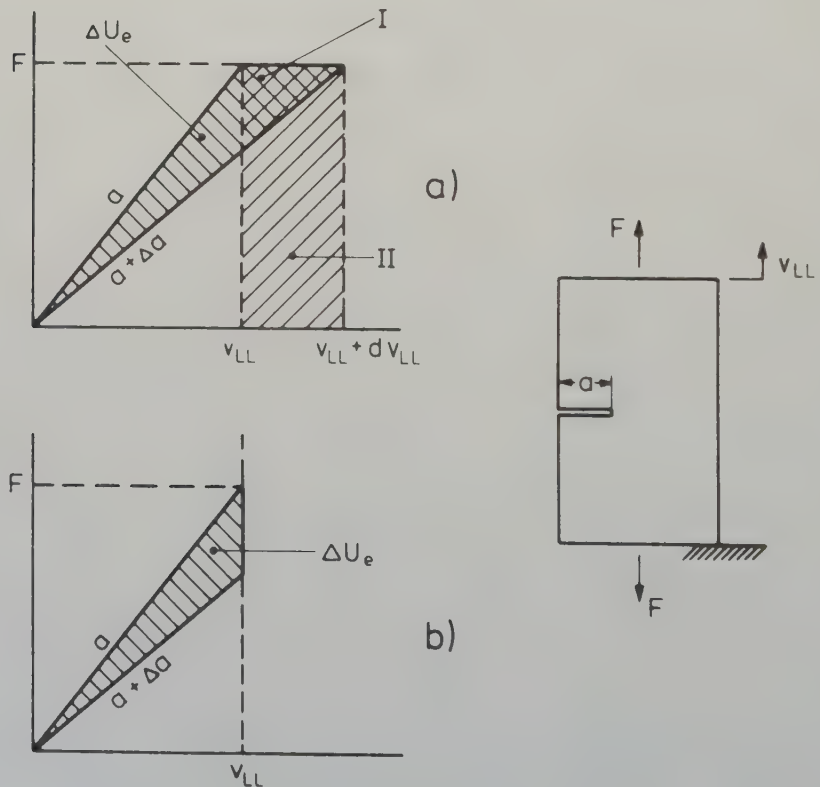


Bild 2: Graphische Darstellung der bei der Rißausbreitung umgesetzten Energie; Schwalbe /18/,
a) bei konstant gehaltener Last F ,
b) bei konstant gehaltener Verschiebung v .

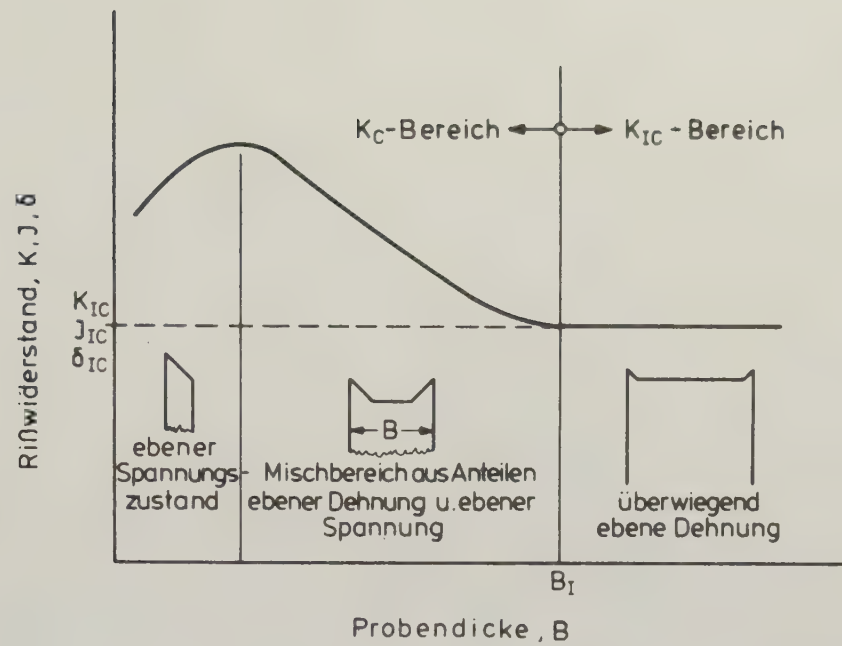


Bild 3: Einfluß der Probendicke auf das Bruchverhalten; Schwalbe /18/.

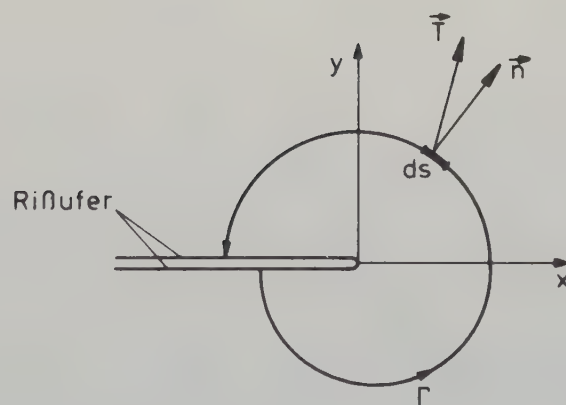


Bild 4: Definition des J-Integrals nach Rice /2/.

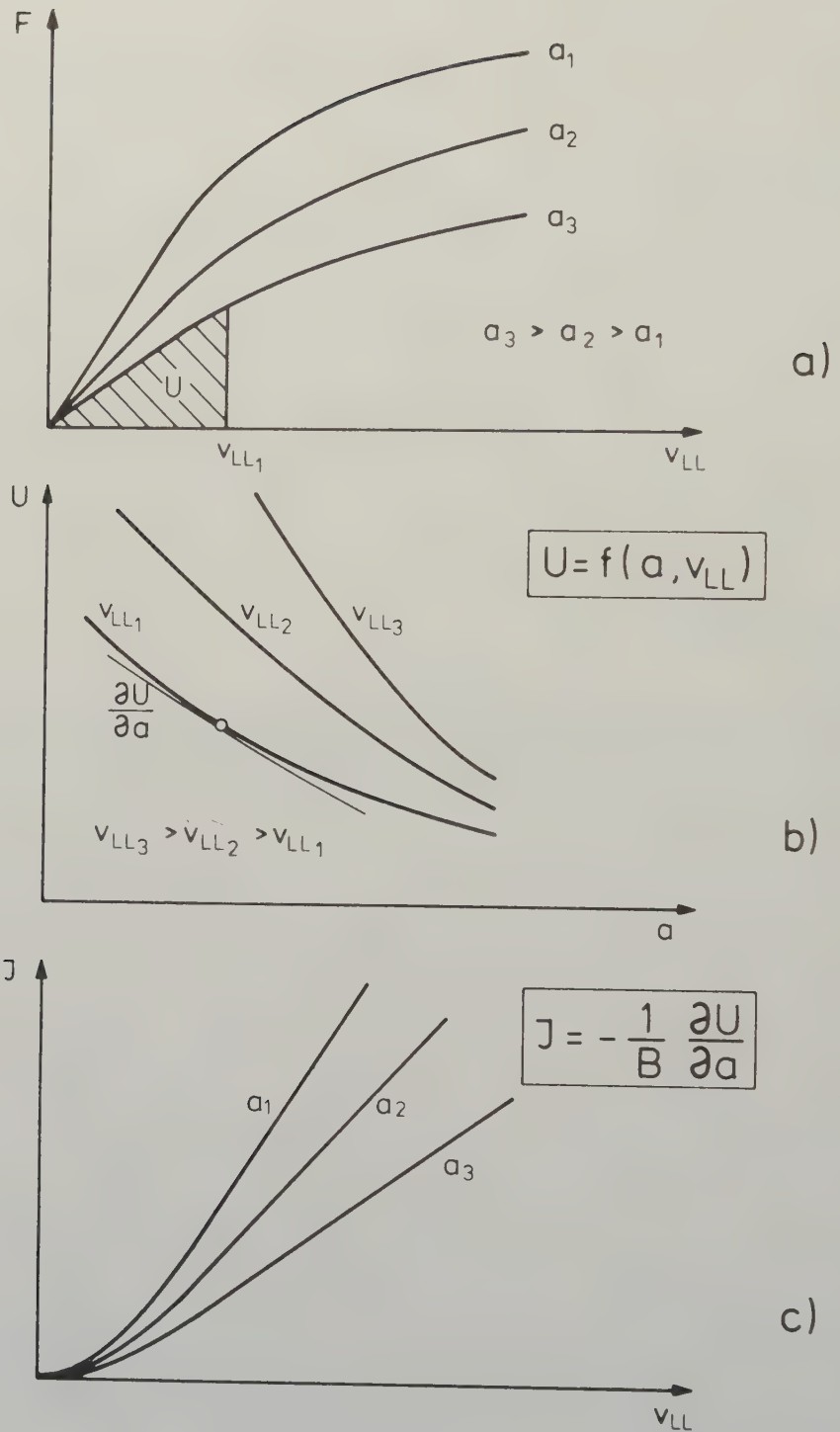


Bild 5: Schematische Darstellung der experimentellen Bestimmung des J-Integrals nach Bucci et al. /15/.

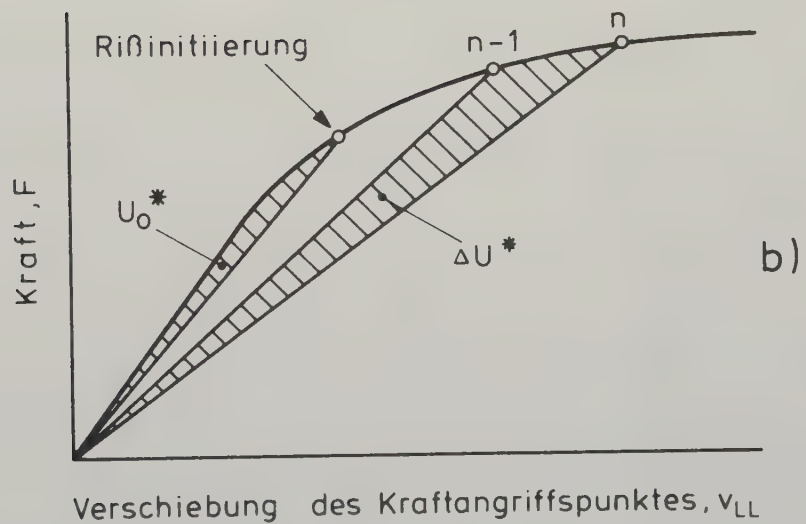
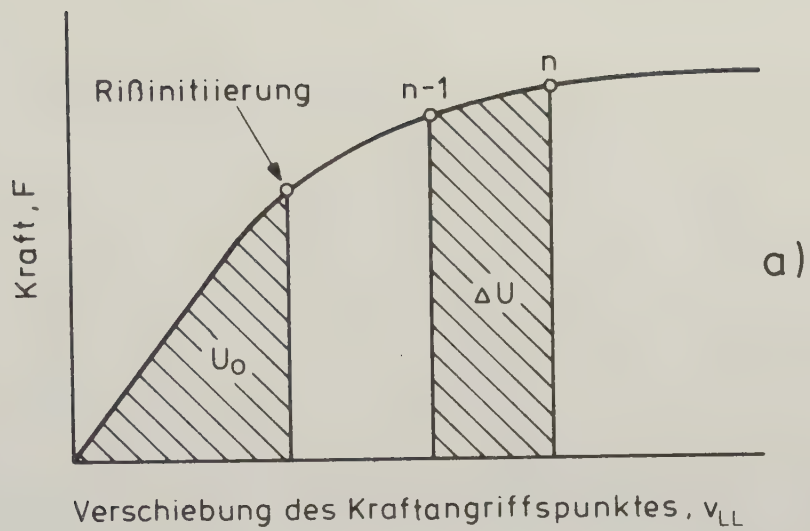


Bild 6: Berücksichtigte Energiebeträge aus dem Kraft-Verschiebungs-Diagramm bei der J-Integralermittlung mit Näherungslösungen,
a) für eine CT- und SENB-Probe,
b) für eine CCT-Probe.

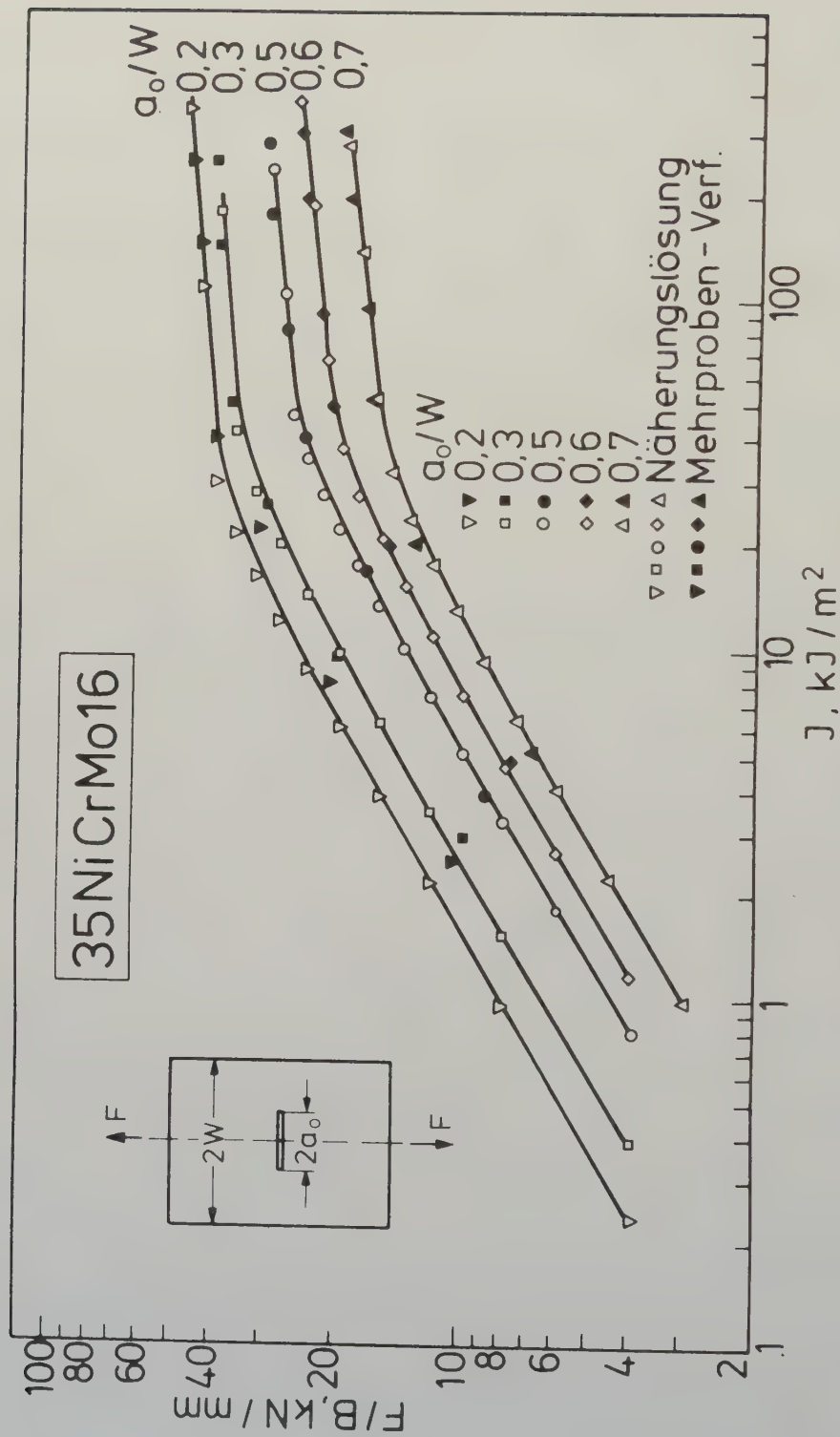
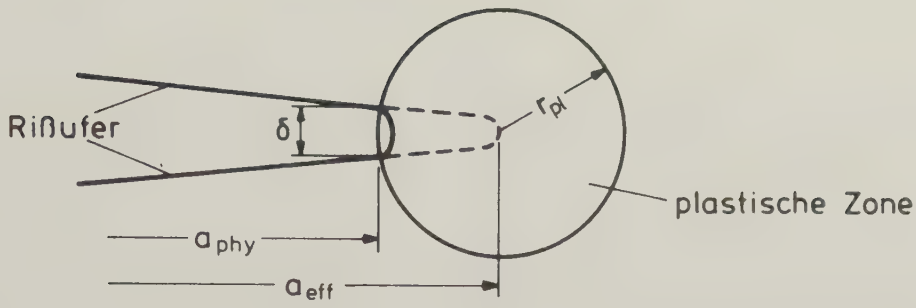
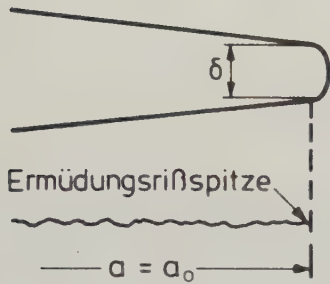


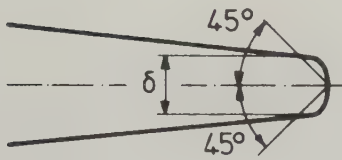
Bild 7: Gegenüberstellung der J-Werte aus der Näherungslösung und dem Mehrprobenverfahren; Amstutz /24/.



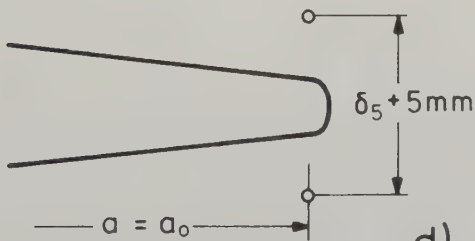
a)



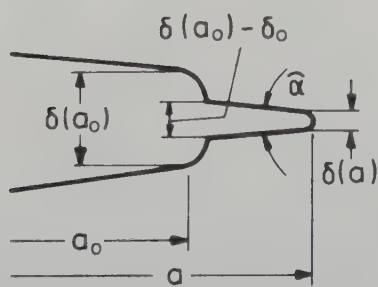
b)



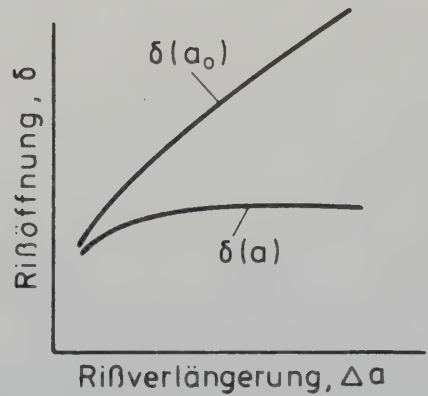
c)



d)



e)



Bilder 8a-d:

Definitionen für die Rißöffnungsverschiebung δ :

- a) auf der elastisch-plastischen Grenzlinie; Wells /1/,
- b) an der ursprünglichen Rißspitze; Dawes /26/,
- c) Abstand der unter 45° geschnittenen Rißufer,
- d) an der ursprünglichen Rißspitze über eine Meßbasis von $2y=5mm$.

Bild 8e: Definitionen für die Rißöffnungsverschiebung am fortschreitenden Riß.

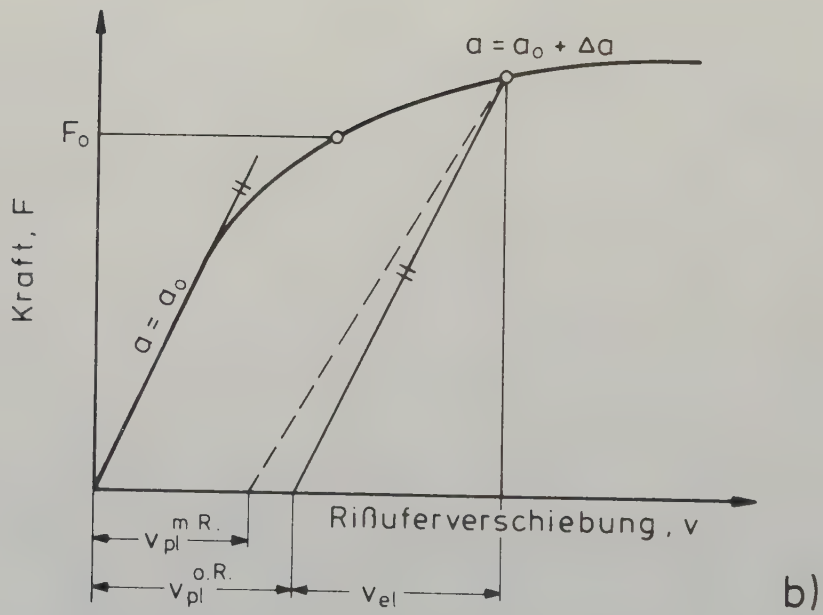
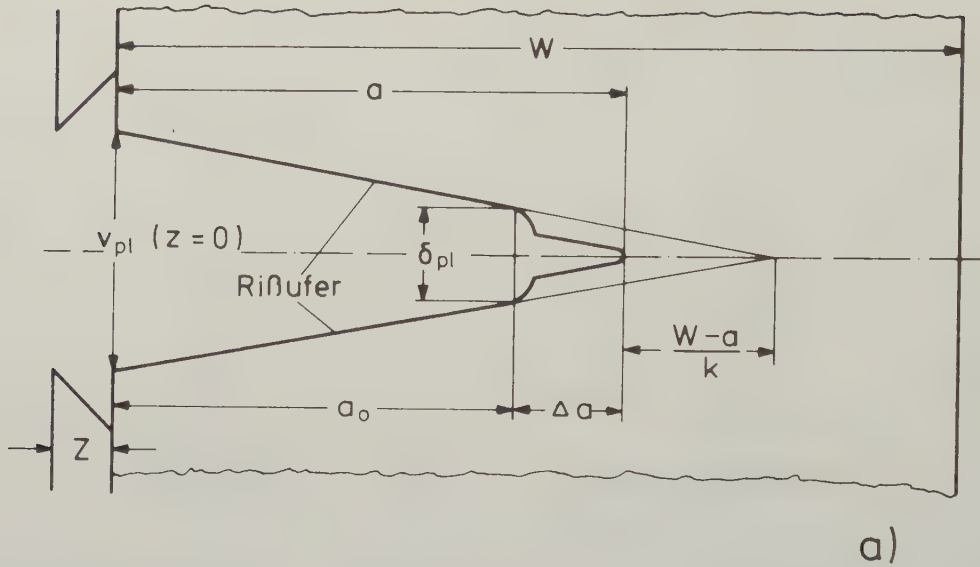


Bild 9: Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung nach Dawes /26/,

- Darstellung des Extrapolationsverfahrens zur Ermittlung des plastischen Anteils der Rißöffnungsverschiebung aus der Rißaufweiteung v_{pl} ,
- Bestimmung des plastischen Verschiebungsanteils v_{pl} aus dem Versuchsschrieb.

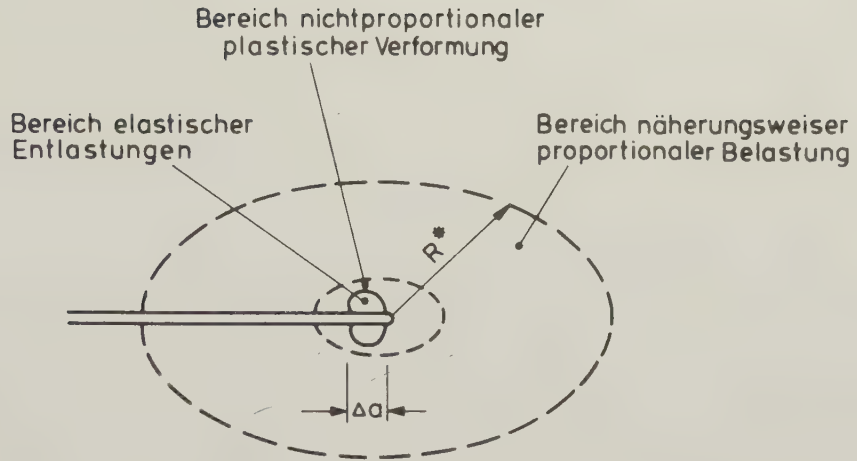


Bild 10: Schematische Darstellung des Rißspitzenfeldes bei Berücksichtigung geringer Beträge an Rißverlängerung; Hutchinson, Paris /41/.

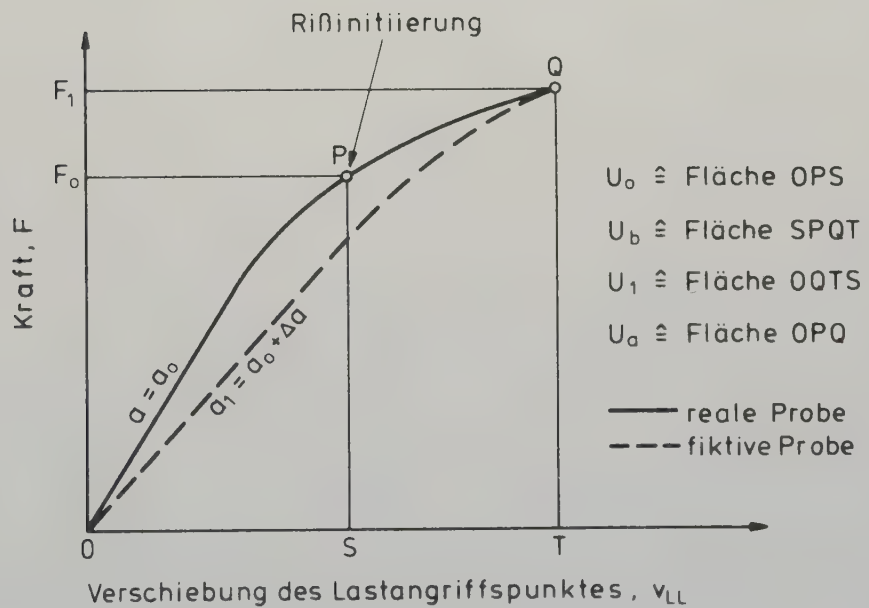


Bild 11: Entwicklung einer Näherungslösung für J unter Berücksichtigung der Rißverlängerung mit Energiebeträgen aus dem $F-v_{LL}$ -Zusammenhang; Garwood et al. /46/.

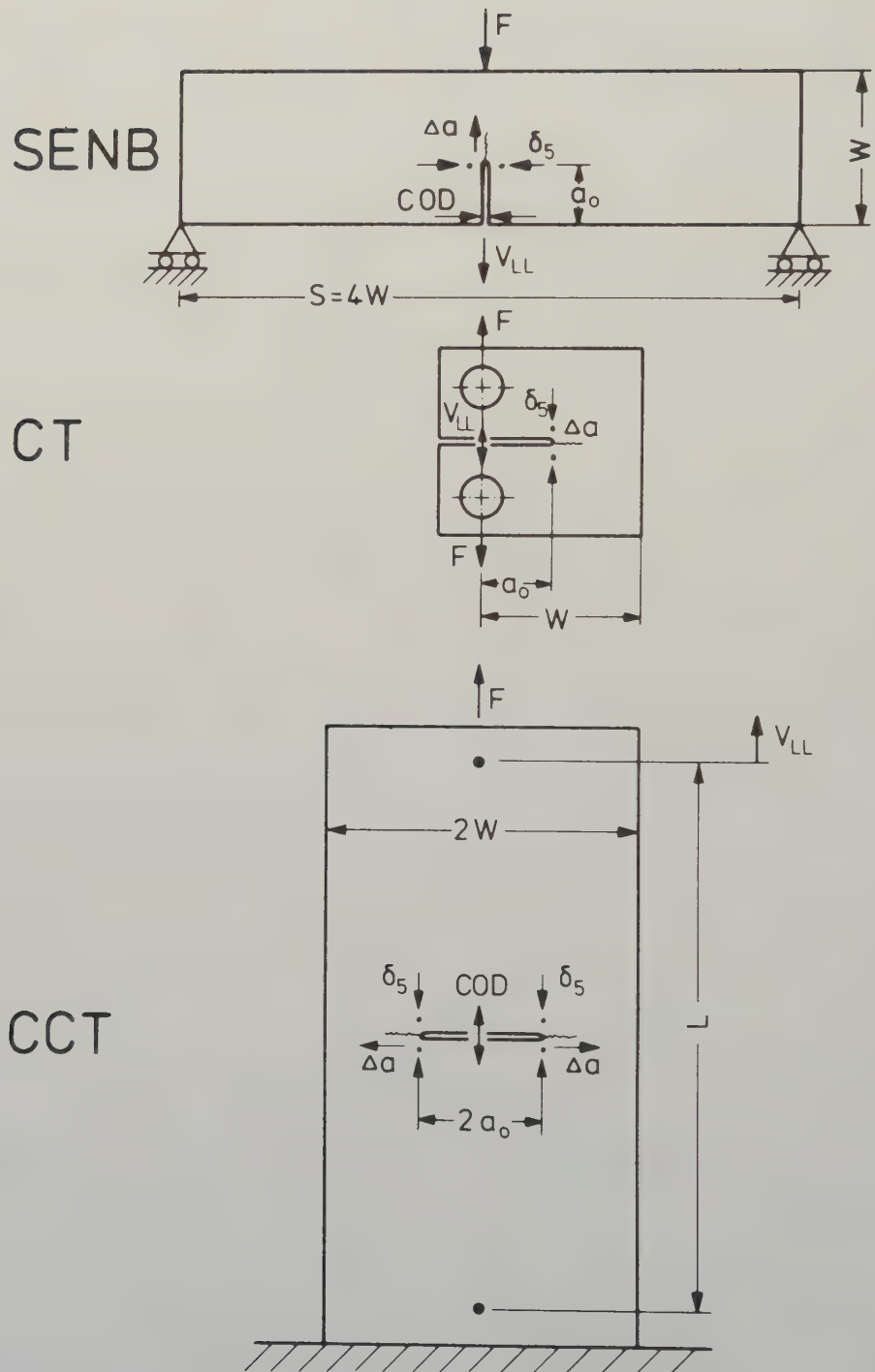


Bild 12: In den Bruchmechanikversuchen verwendete Probenformen mit den ermittelten Meßgrößen.

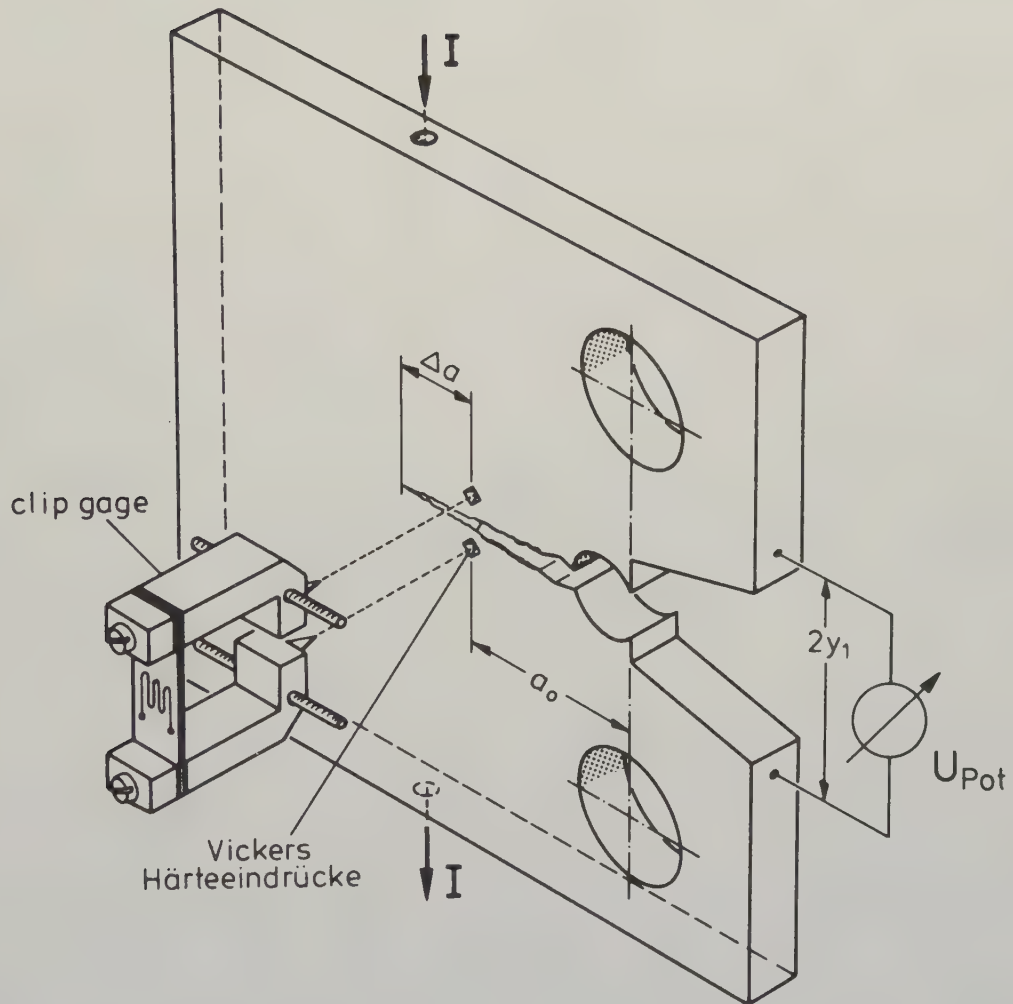


Bild 13: Versuchsanordnung zur Bestimmung der Rißöffnungsverschiebung mit einem clip-gage und der Rißlänge mit dem Potentialverfahren.

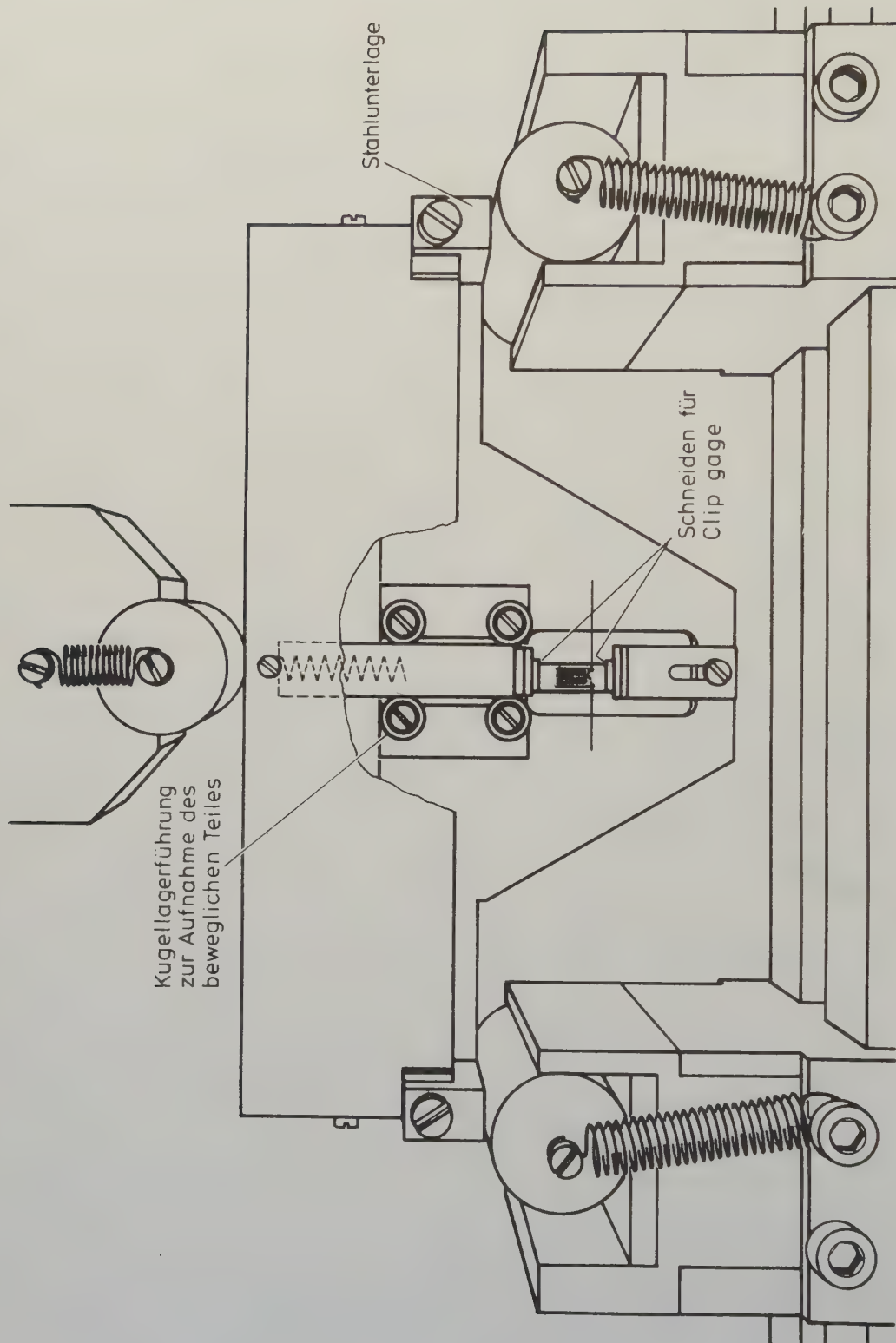


Bild 14: Versuchsaufbau mit Meßvorrichtung (Gebrauchsmusterschutz G 82 32 583.9) zur Bestimmung der Probendurchbiegung im Dreipunktbiegeversuch.

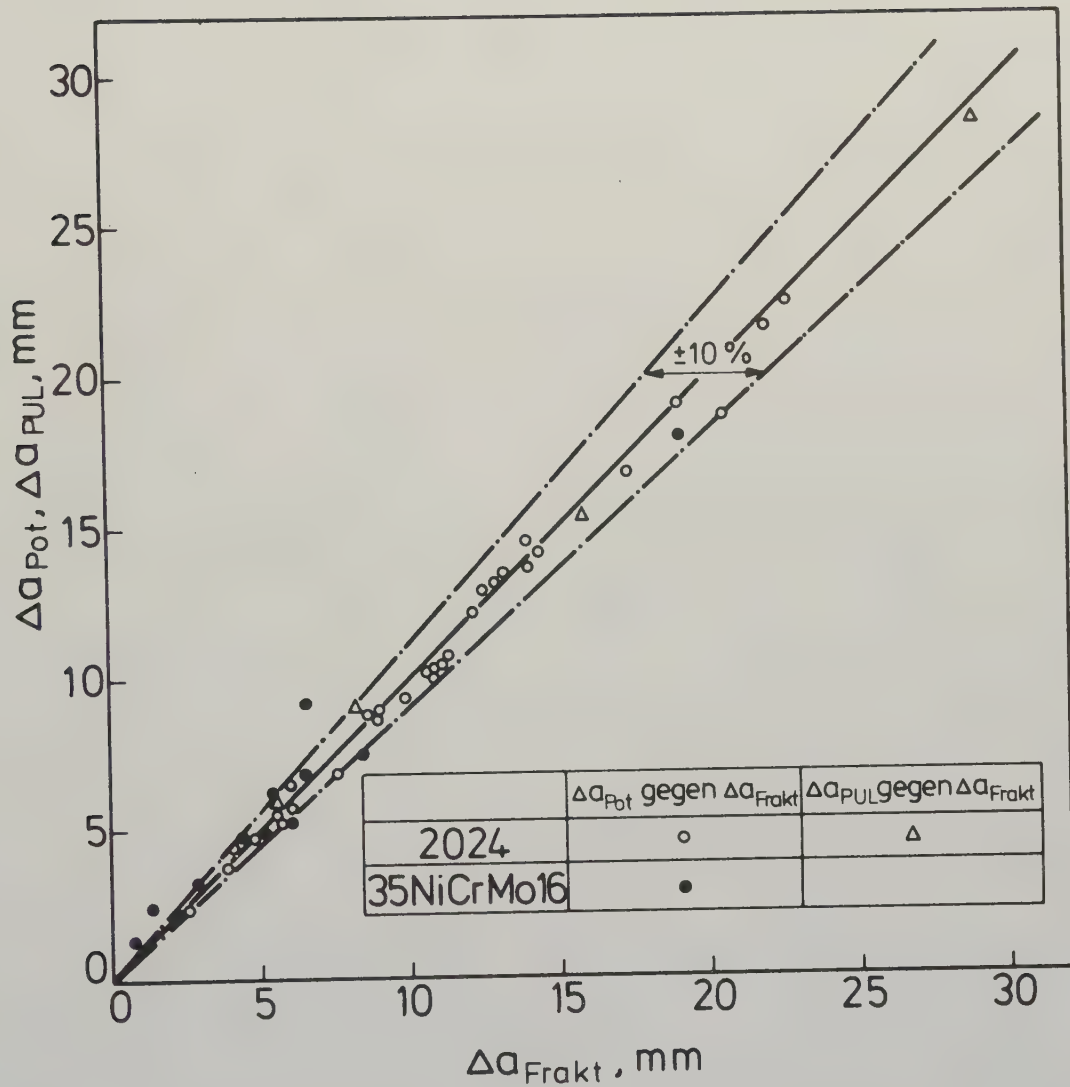


Bild 15: Vergleich der direkt und indirekt gemessenen Rißverlängerungsbeträge mittels Fraktographie, Δa_{Frakt} , bzw. Potentialmethode, Δa_{Pot} und Partial-Unloadingtechnik, Δa_{PUL} .

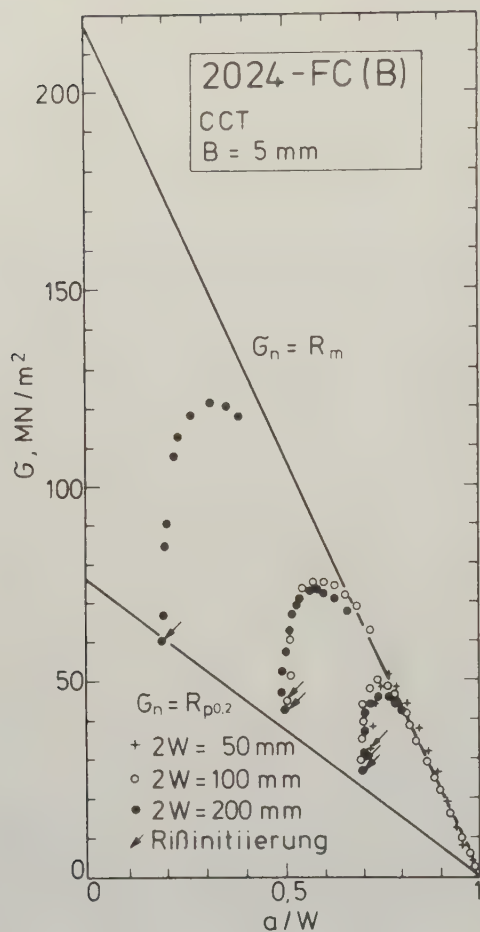


Bild 16

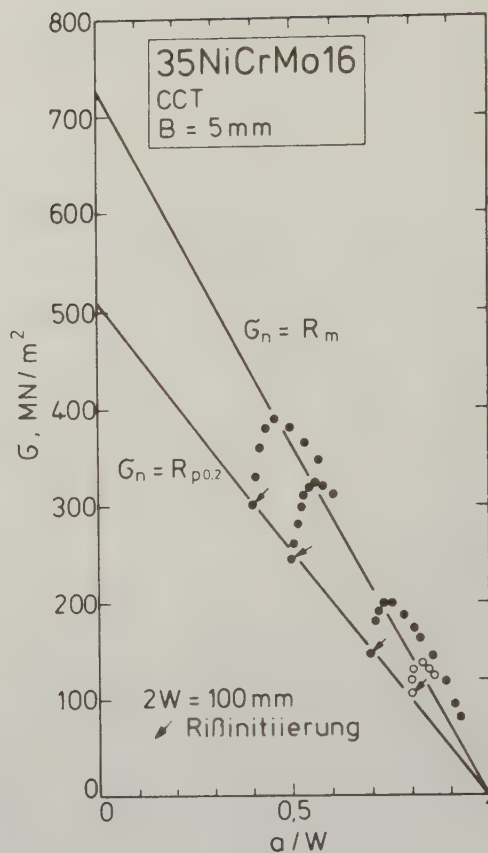


Bild 18

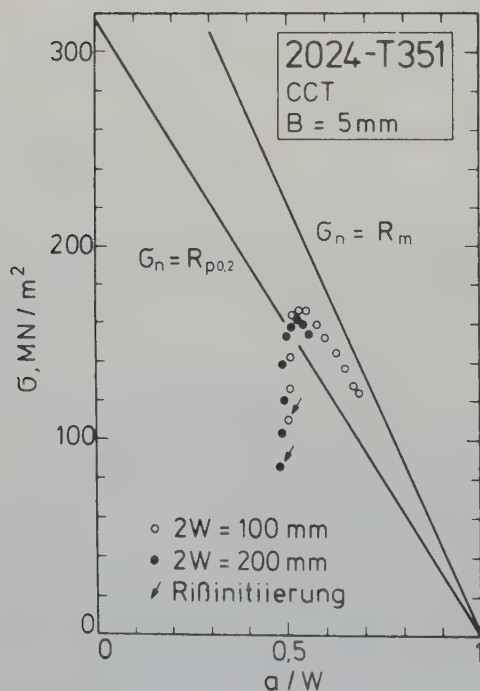


Bild 17

Bilder 16-18:

Zusammenhang zwischen der äußeren Probenbelastung σ und einer mittleren Spannung im Nettoquerschnitt während des stabilen Rißwachstums in CCT-Proben für:

Bild 16: 2024-FC(B),

Bild 17: 2024-T351,

Bild 18: 35NiCrMo16.

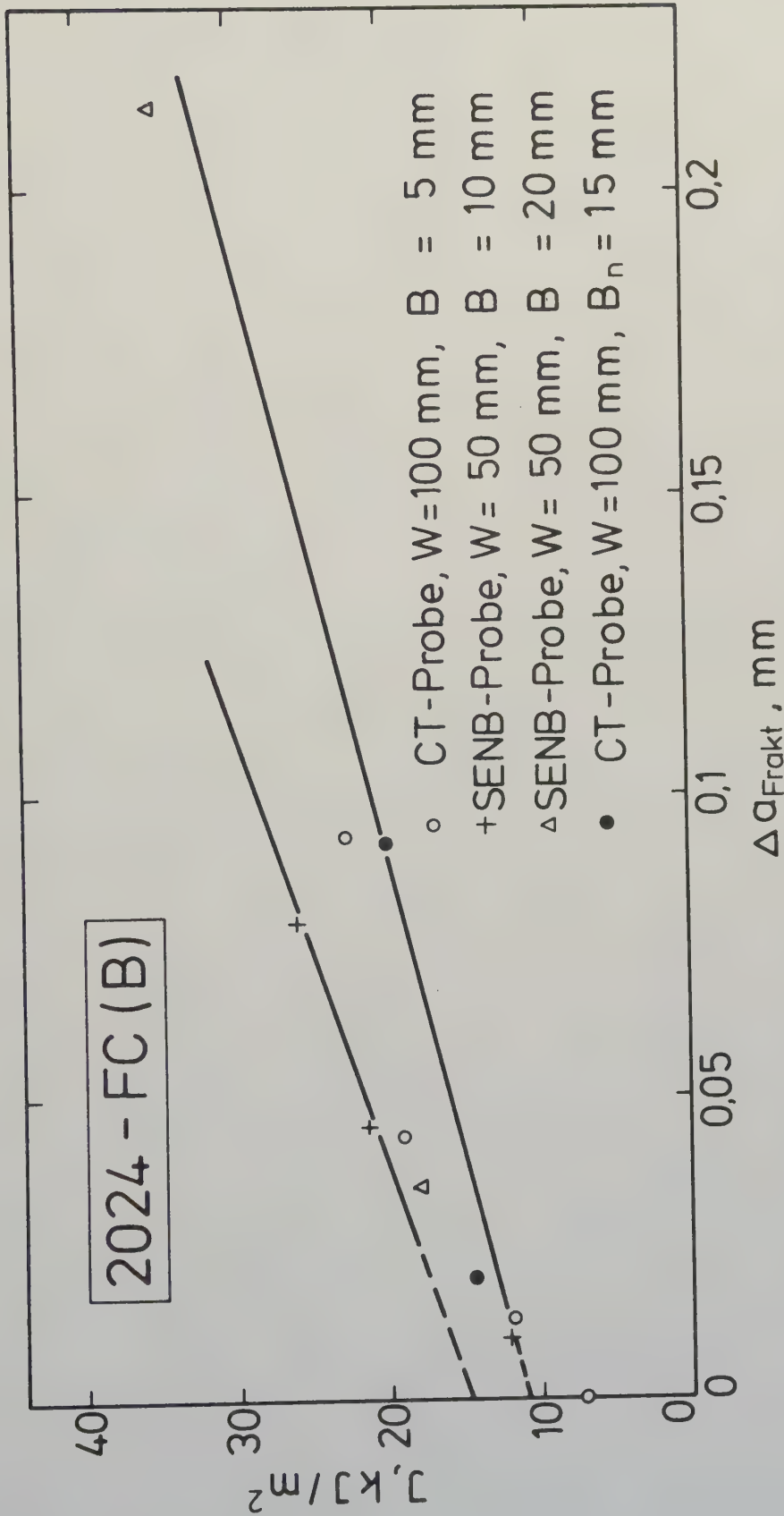


Bild 19: Bestimmung der Rißinitiierung aus der Mehrprobenmethode

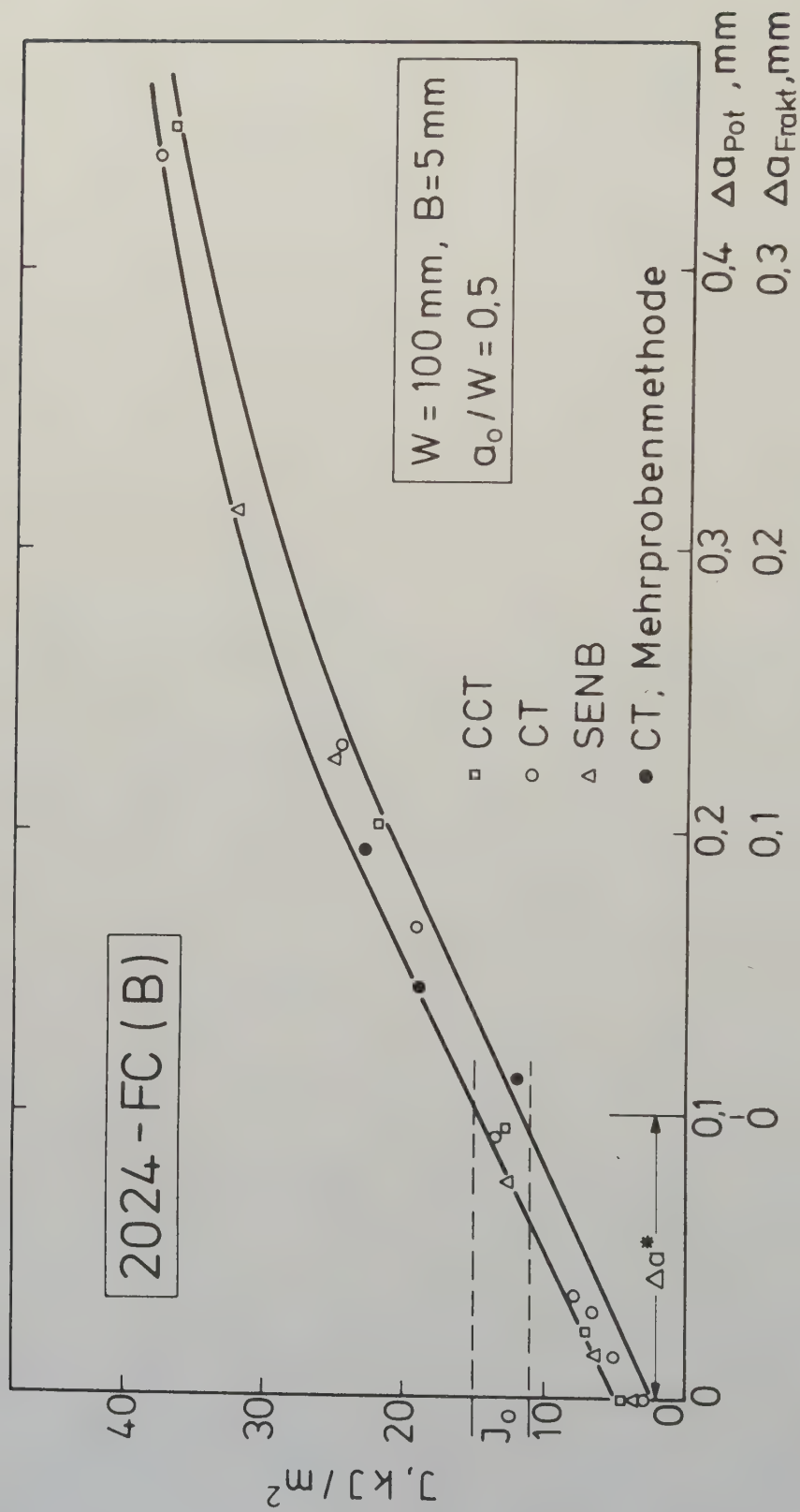
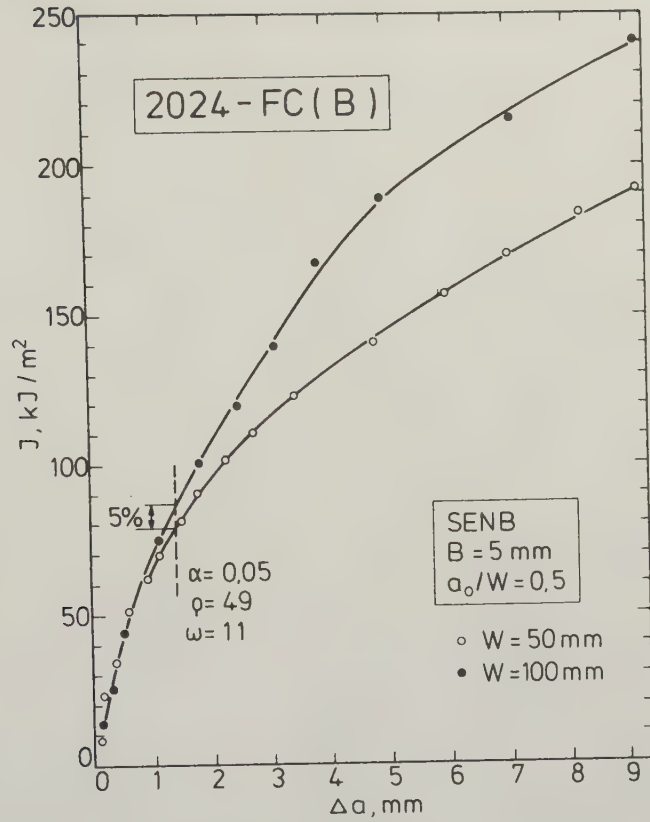
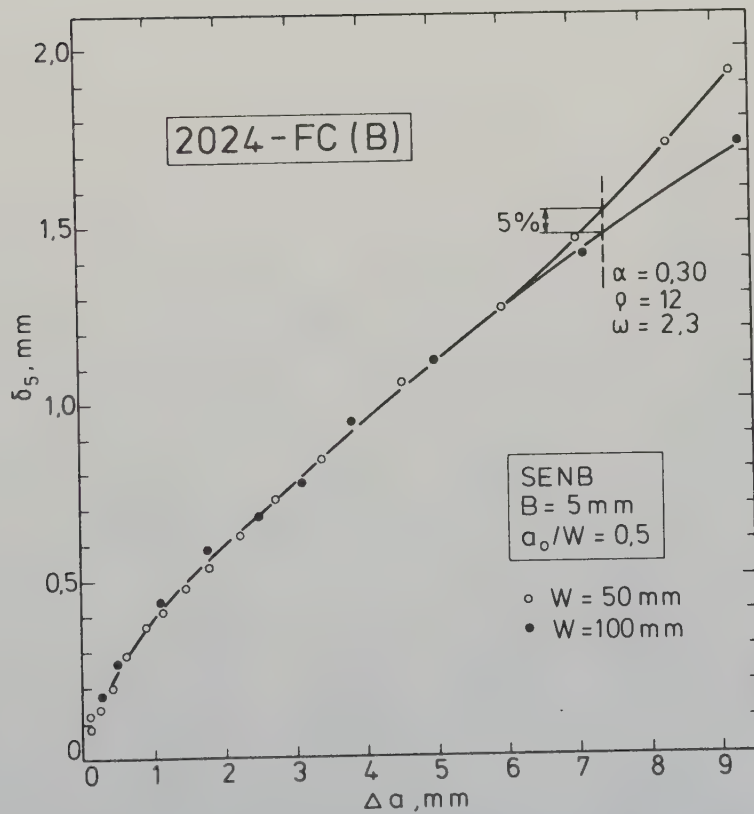


Bild 20: Darstellung des Rißwiderstandes im Initiierungsbereich unter Berücksichtigung der Rißverlängerungsbeträge aus der Potentialmethode, Δa_{Pot} (offene Symbole), bzw. der Mehrprobenmethode, Δa_{Frakt} (geschlossene Symbole).

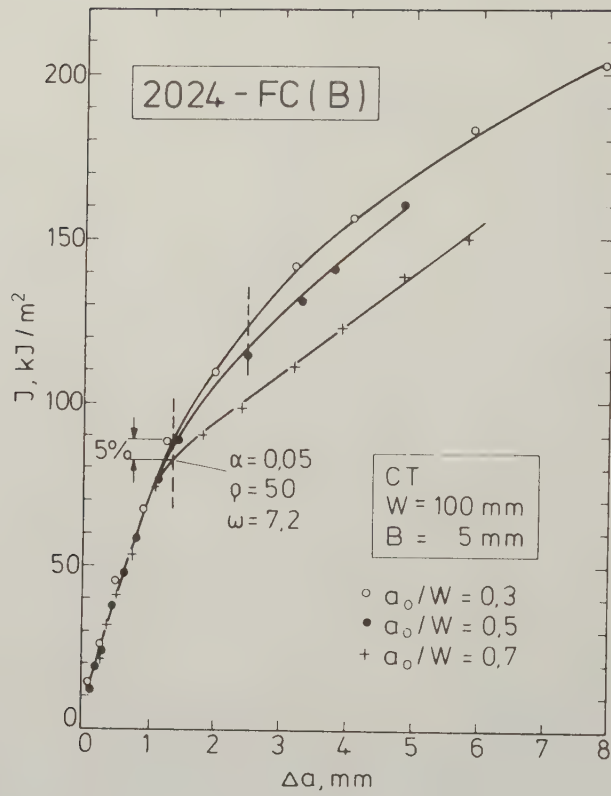


a)

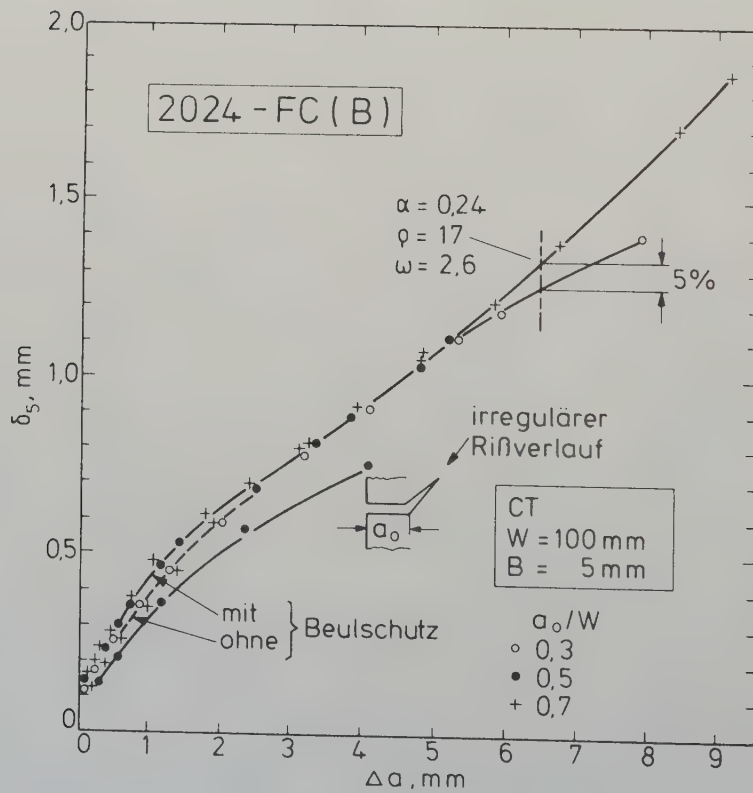


b)

Bild 21: Einfluß der Probenbreite auf den Verlauf der a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für SENB-Proben aus 2024-FC(B).



a)



b)

Bild 22: Einfluß des Anrißlängenverhältnisses auf den Verlauf der
a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für CT-Proben aus 2024-FC(I)

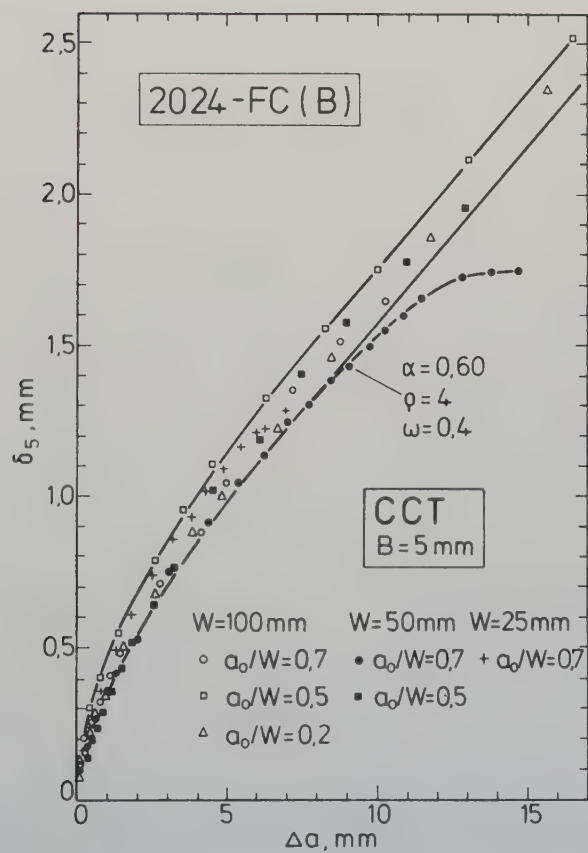
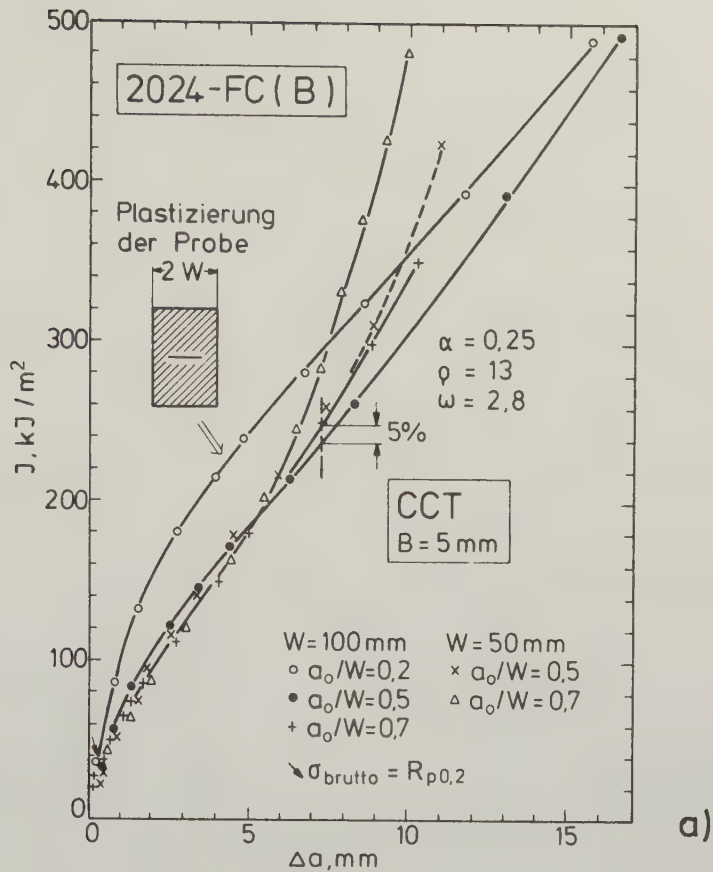


Bild 23:
 Einfluß der Probenbreite und des Anrißlängenverhältnisses auf die R-Kurve für CCT-Proben aus 2024-FC(B),
 a) J-R-Kurve,
 b) δ_5 -R-Kurve.

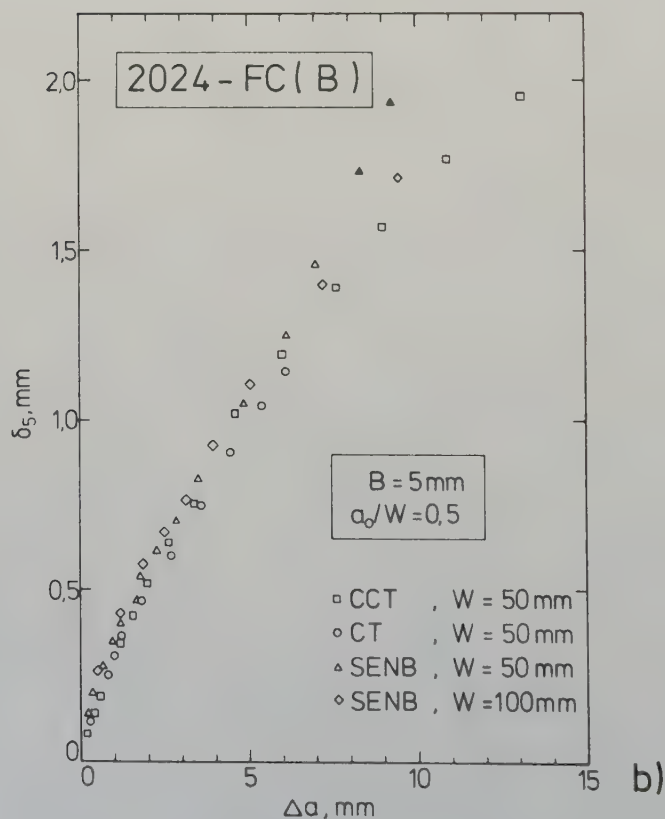
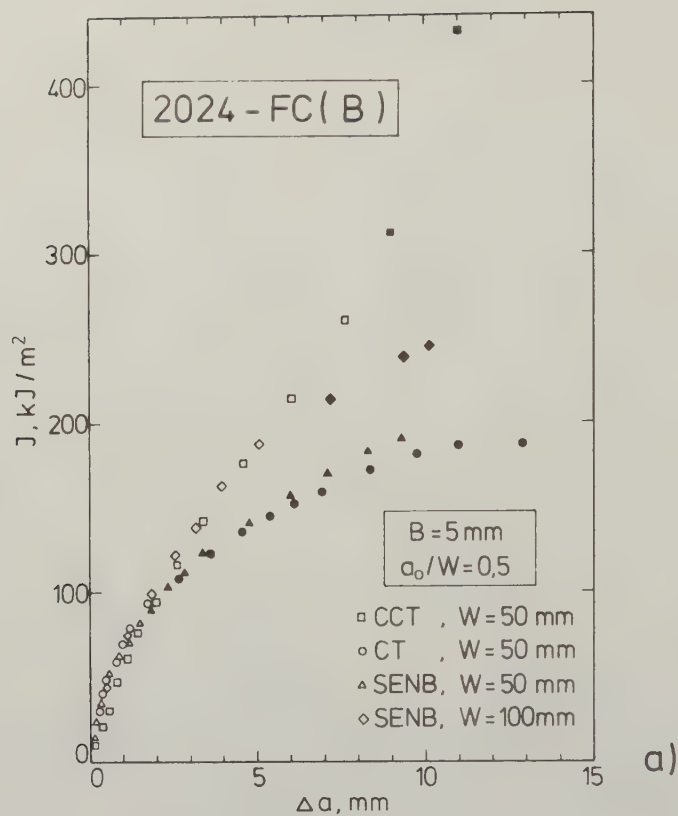


Bild 24:

Einfluß der Probenform auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve bei ebenem Spannungszustand für 2024-FC(B); ausgefüllte Symbole kennzeichnen ungültigen R-Kurvenbereich.

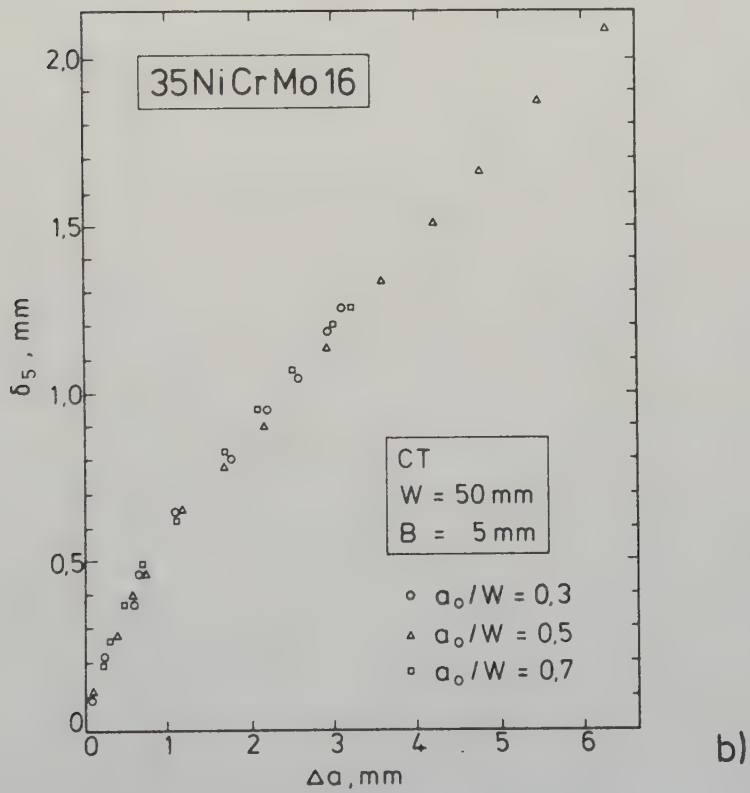
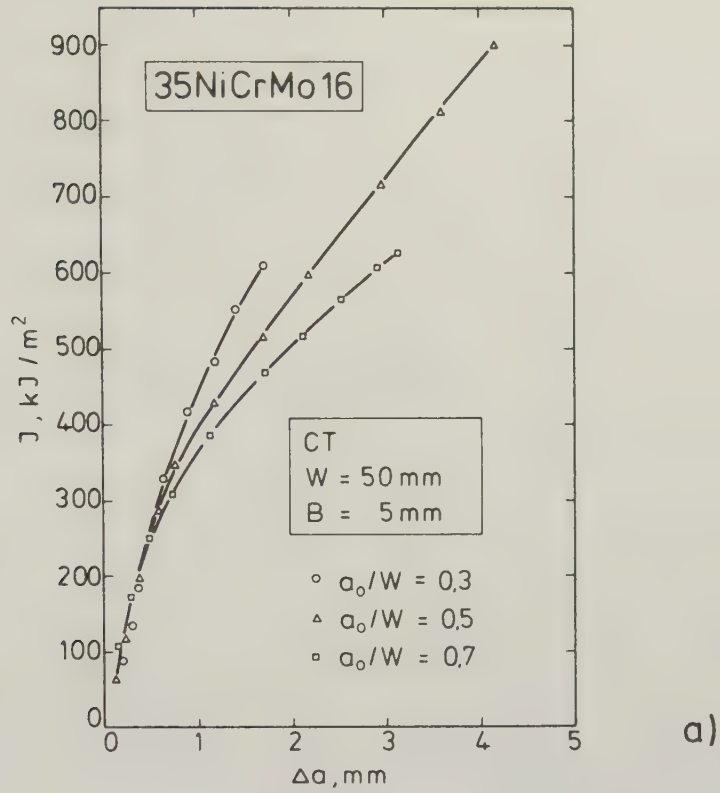
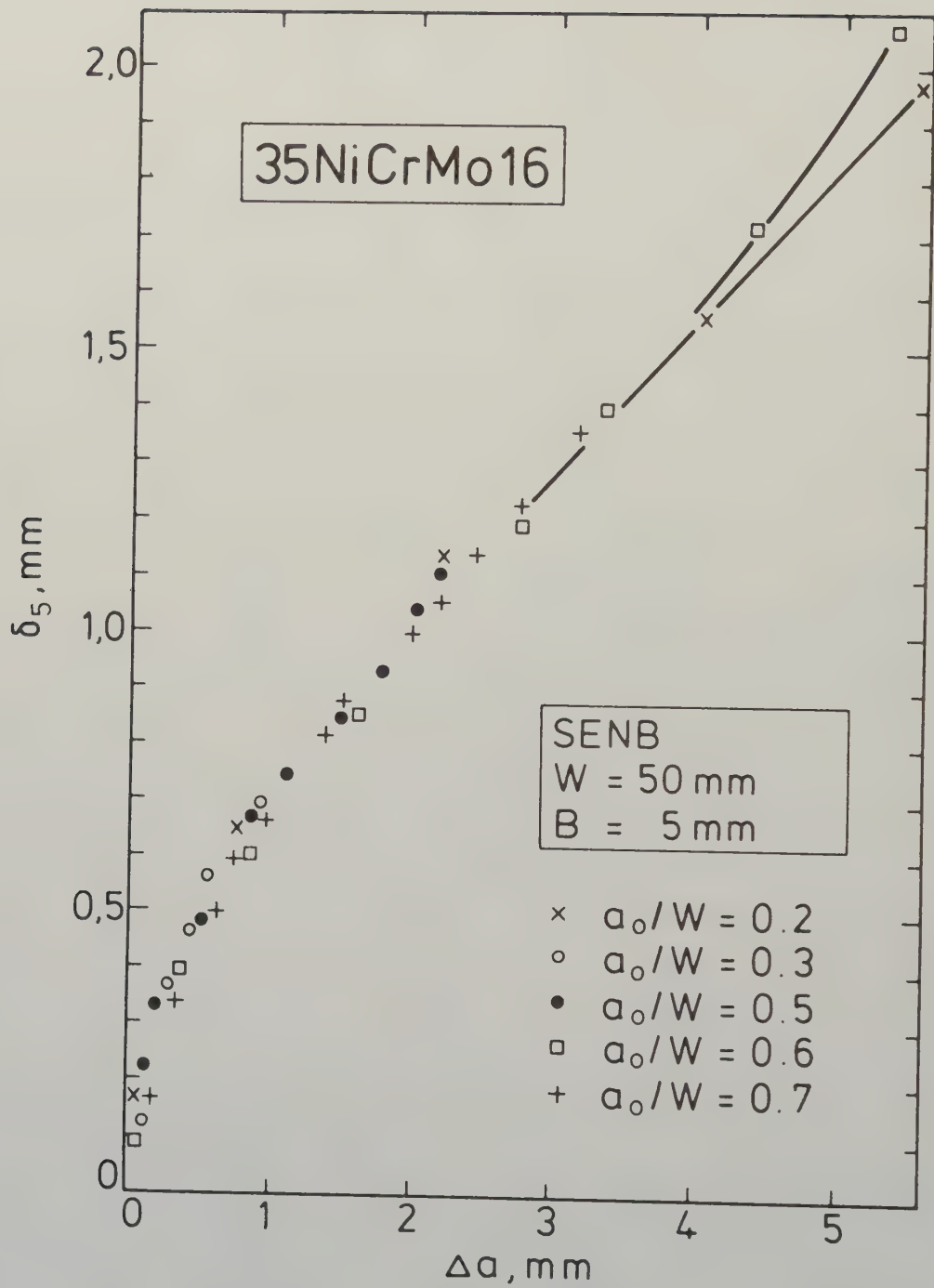
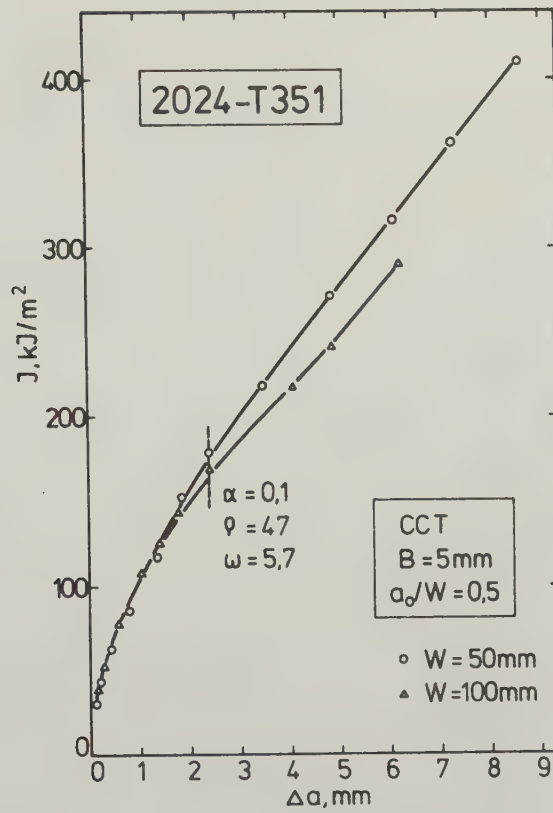


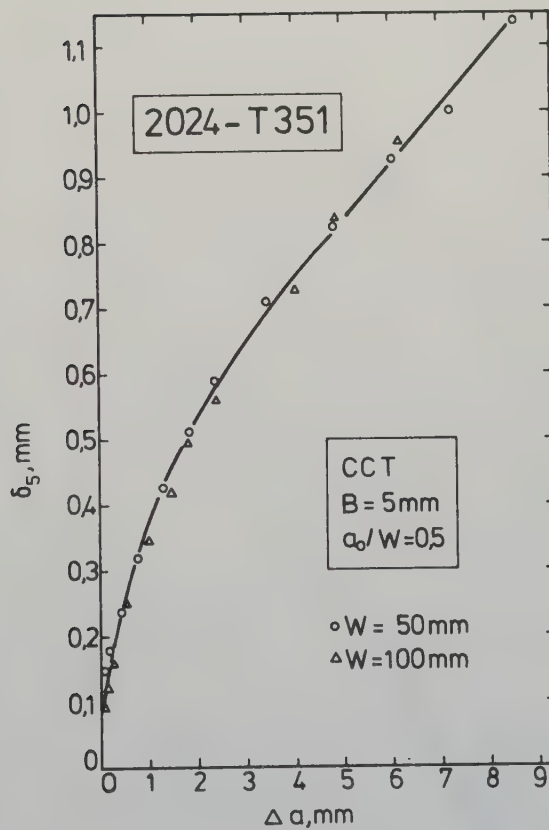
Bild 25:

Einfluß des Anrißlängenverhältnisses auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für CT-Proben aus 35NiCrMo16.





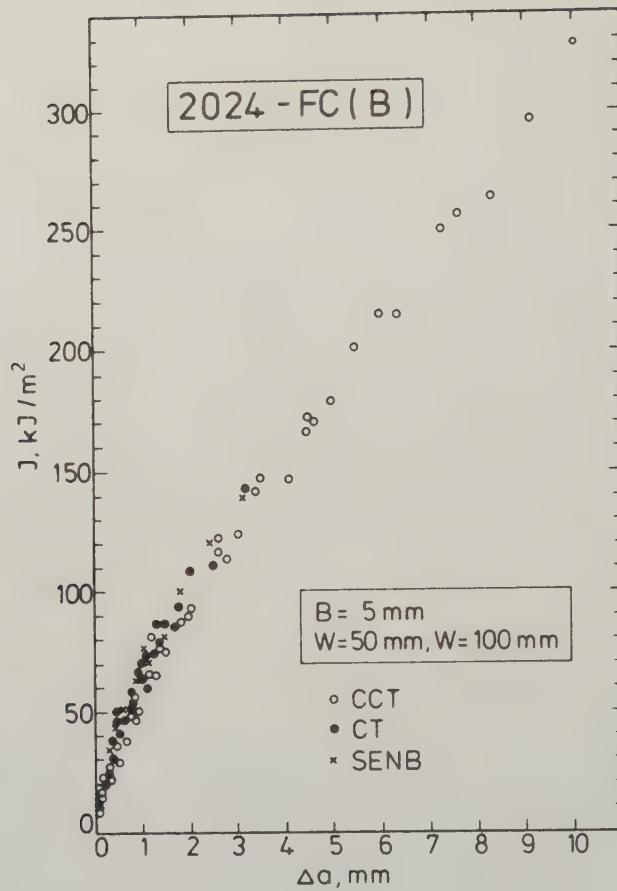
a)



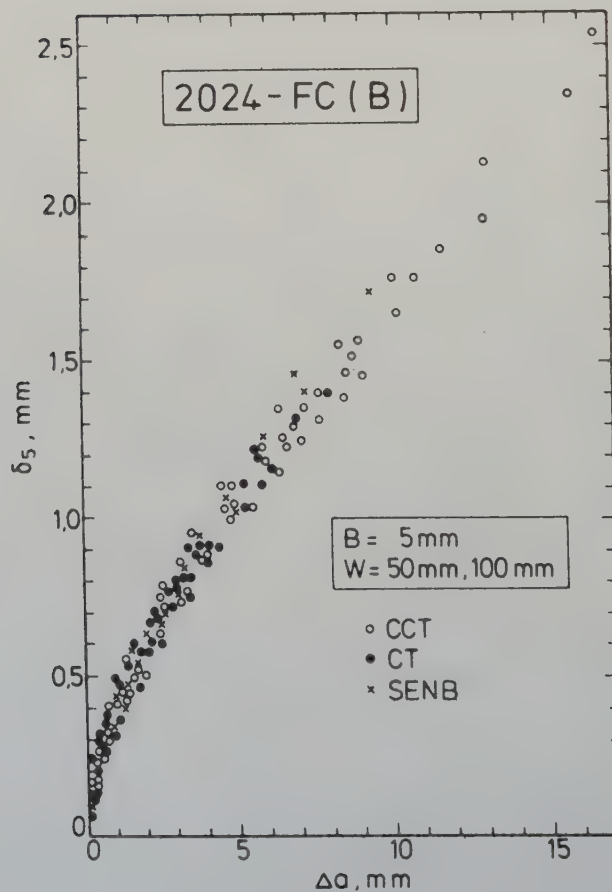
b)

Bild 27:

Einfluß der Probenbreite auf die a) J-R-Kurve und
 b) δ_5 -R-Kurve für CCT-Proben aus 2024-T351.



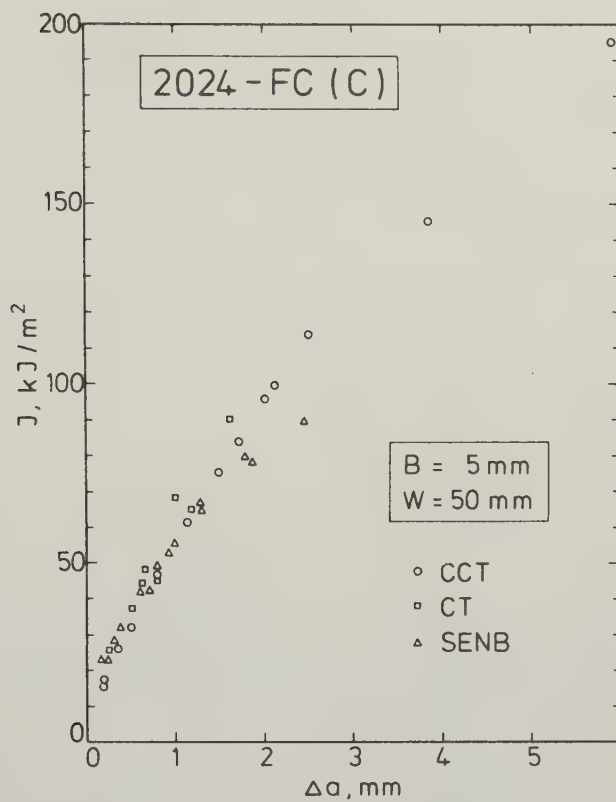
a)



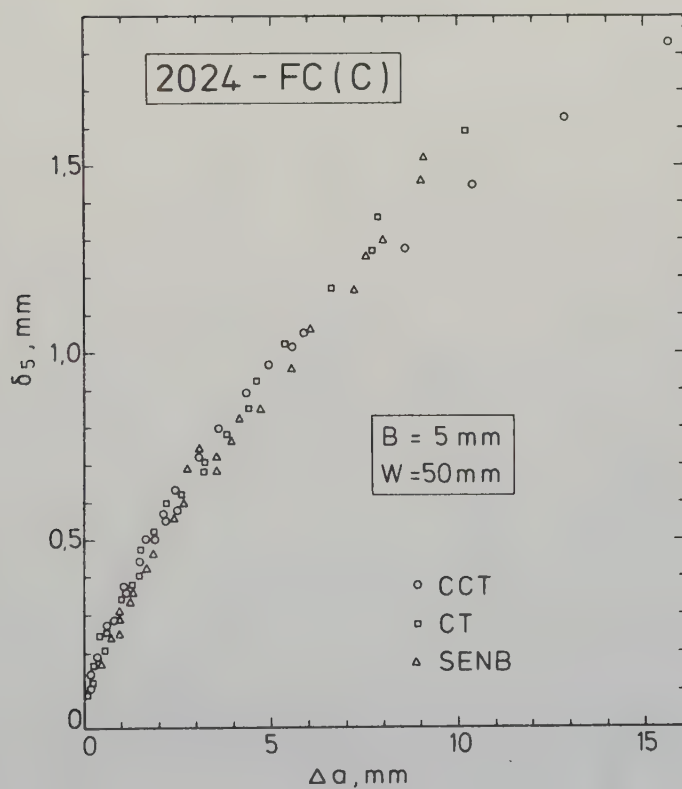
b)

Bilder 28-31:
Von den untersuchten
Abmessungen unabhän-
gige R-Kurven für 5m
dicke Proben,
a) J-R-Kurve,
b) δ_5 -R-Kurve.

Bilder 28a und b: R-Kurven für 2024-FC(B).

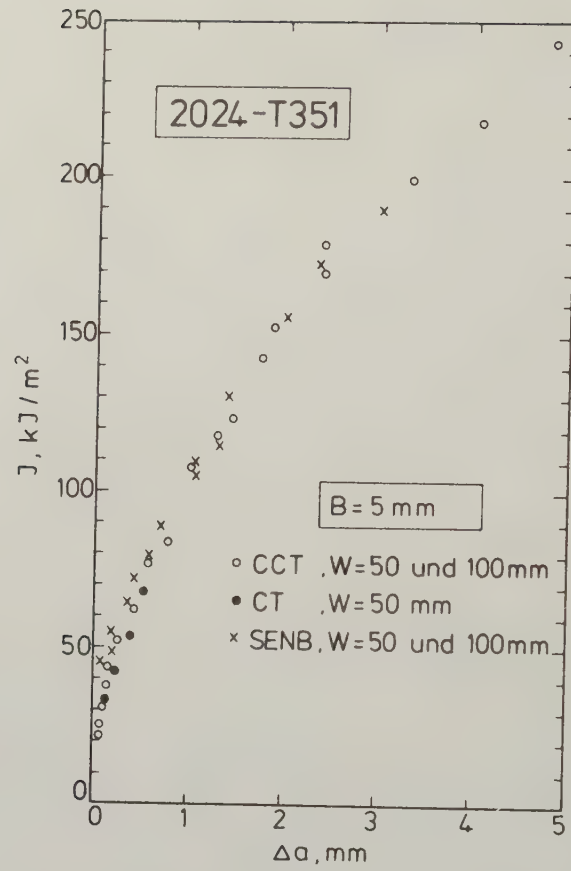


a)

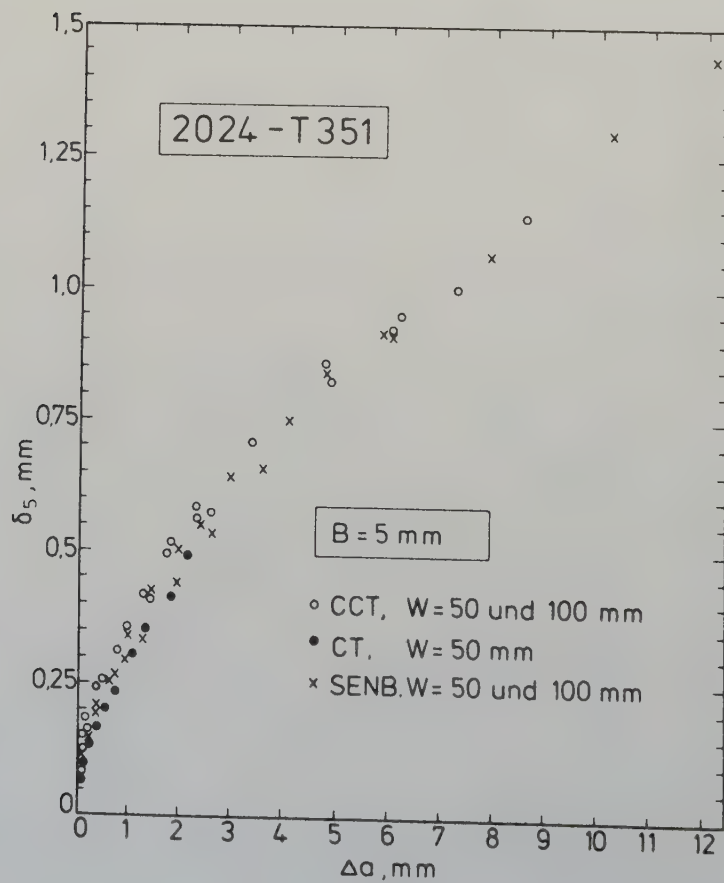


b)

Bilder 29a und b: R-Kurven für 2024-FC(C).

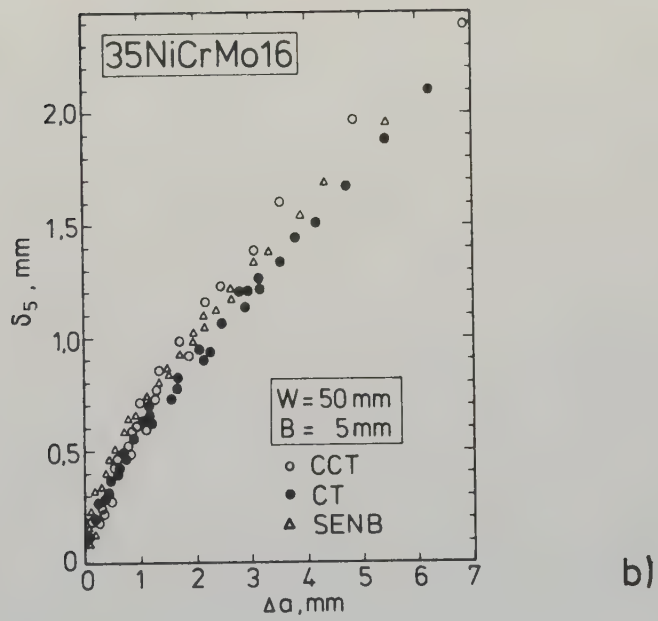
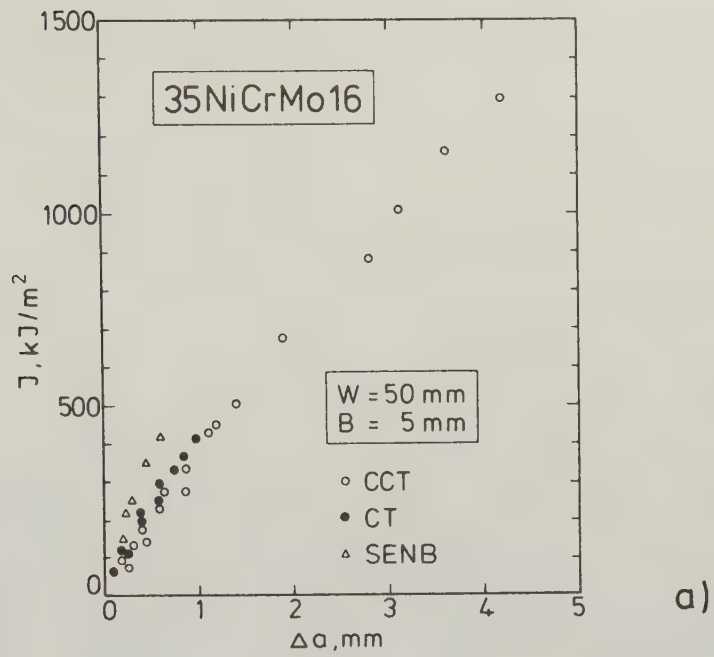


a)

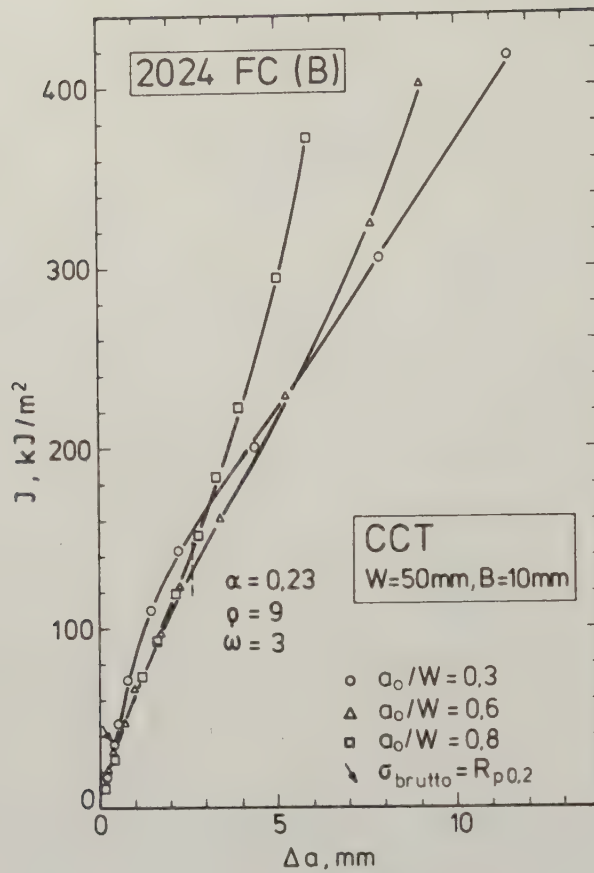


b)

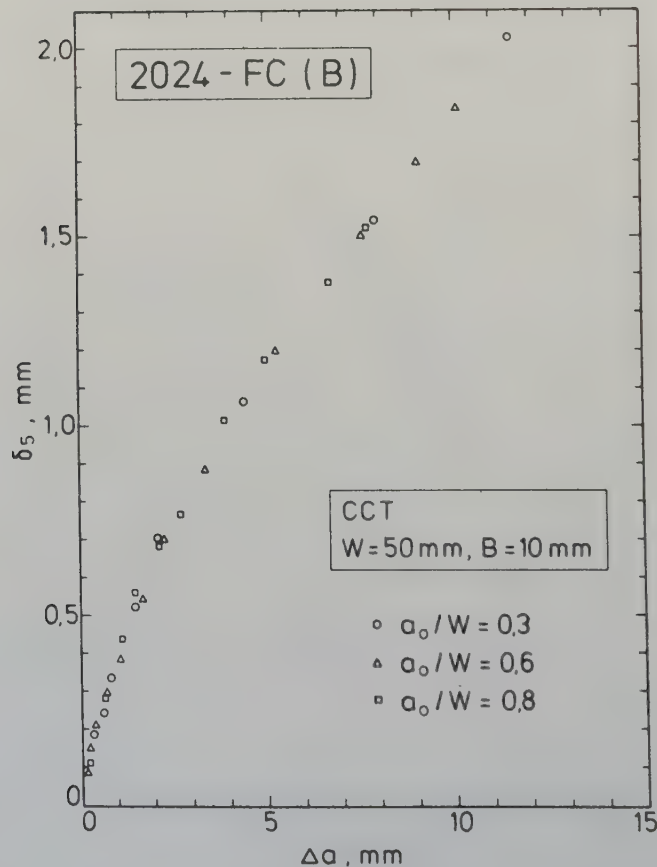
Bilder 30a und b: R-Kurven für 2024-T351.



Bilder 31a und b: R-Kurven für 35NiCrMo16.

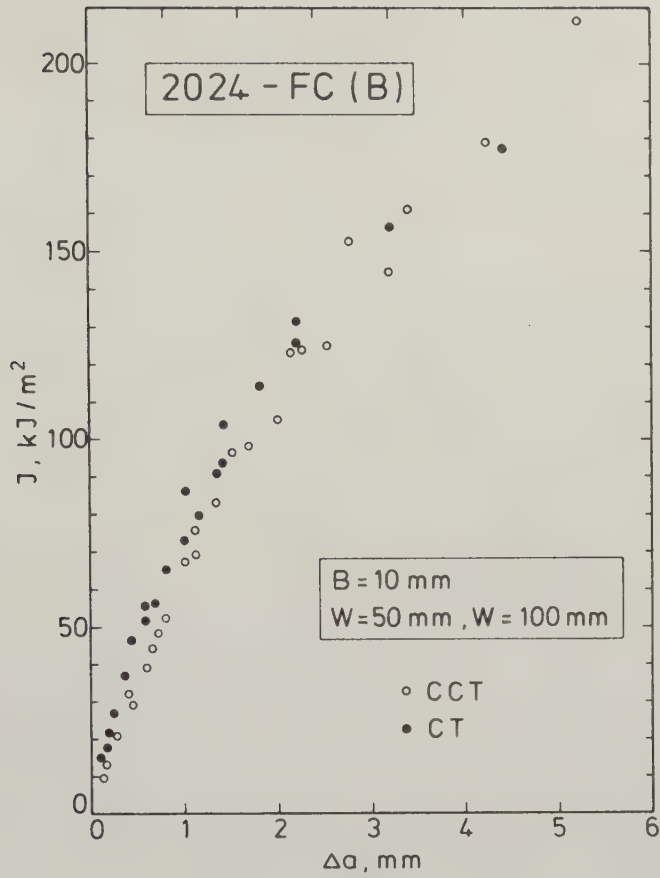


a)

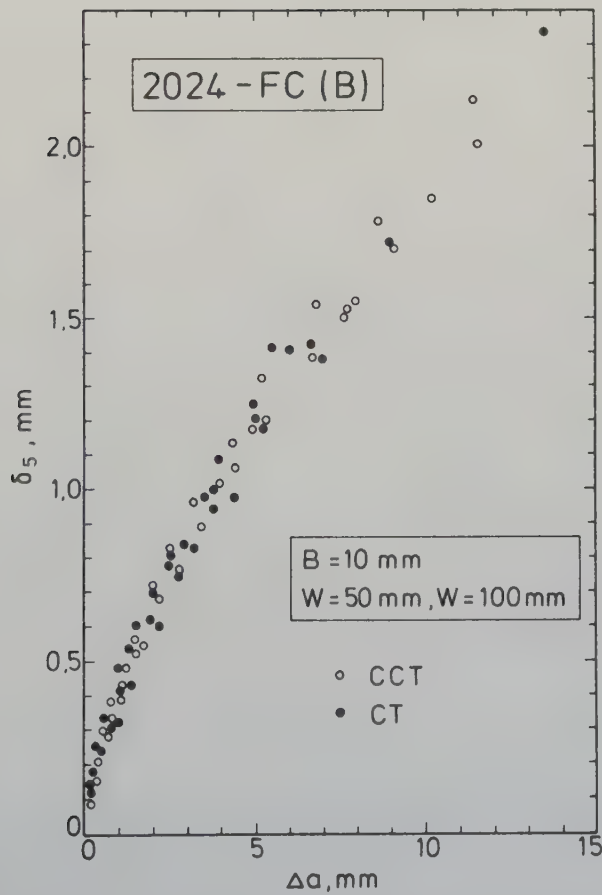


b)

Bild 32:
Einfluß des Anriß-
längenverhältnisses
auf die R-Kurve für
10mm dicke CCT-Probe
aus 2024-FC(B),
a) J-R-Kurve,
b) δ_5 -R-Kurve.

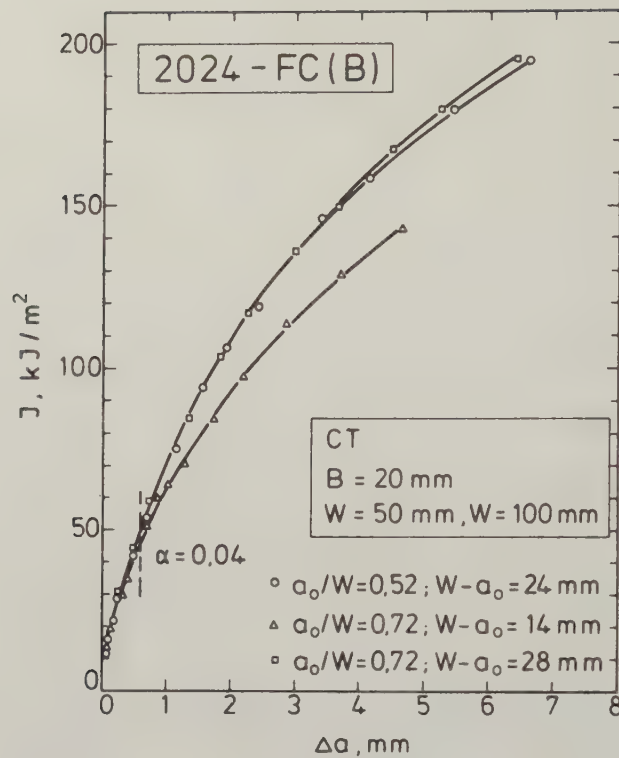


a)

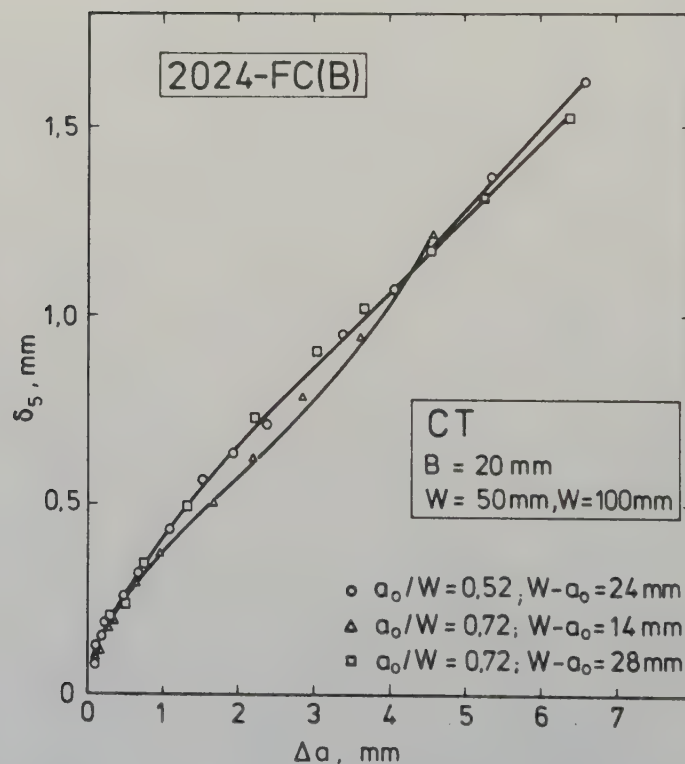


b)

Bild 33:
Von den untersuchten
Abmessungen unabhän-
gige R-Kurven für
10mm dicke Proben aus
2024-FC(B),
a) J-R-Kurve,
b) δ_5 -R-Kurve.



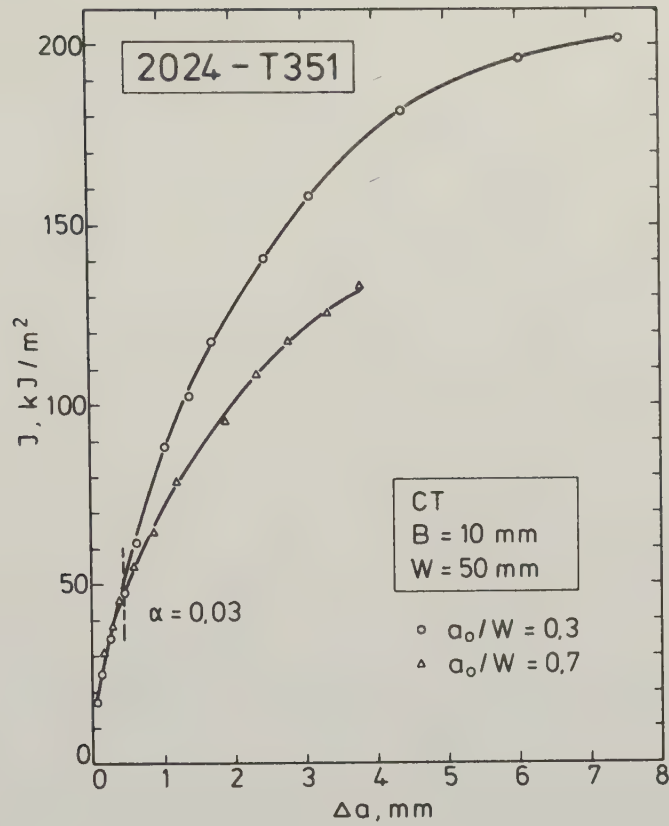
a)



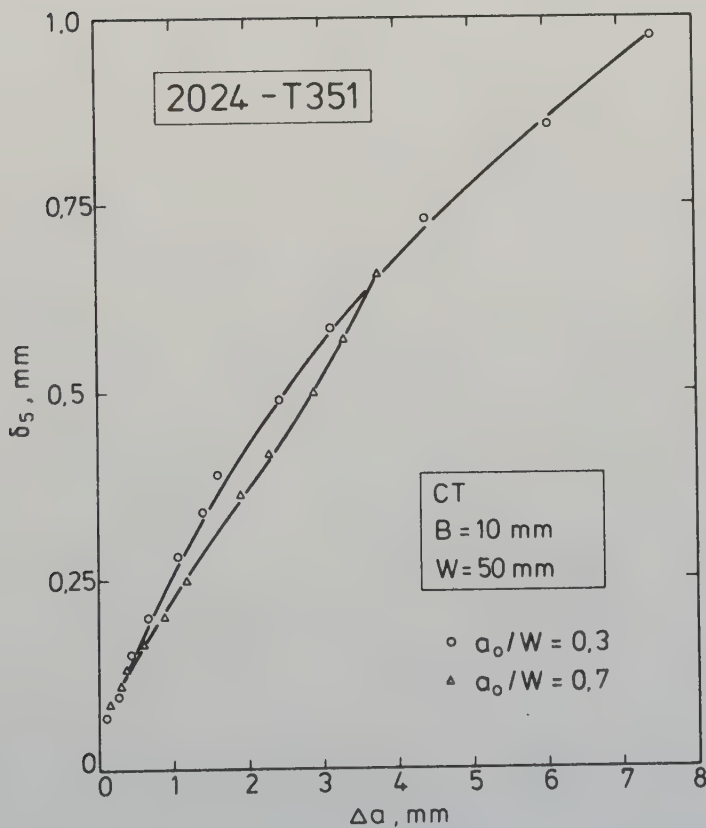
b)

Bild 34:

Einfluß eines zunehmenden ebenen Dehnungszustandes durch Variation des Probenligamentes auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für 20mm dicke CT-Proben aus 2024-FC(B).



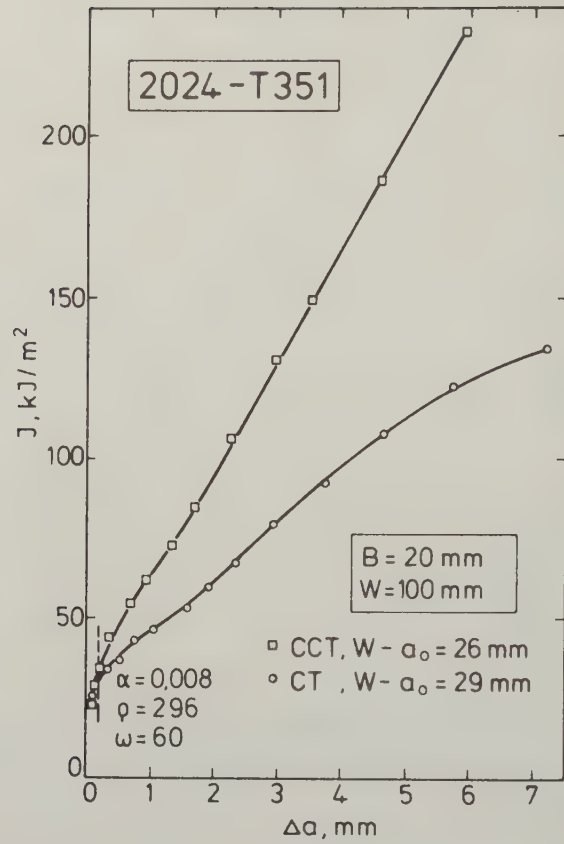
a)



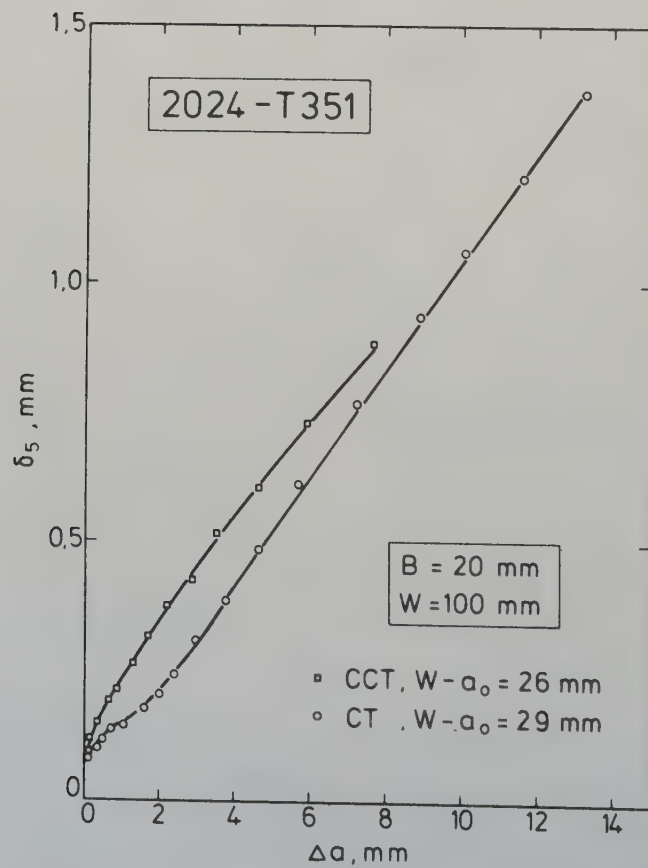
b)

Bild 35:

Einfluß eines zunehmenden ebenen Dehnungszustandes durch Variation des Anrißlängenverhältnisses auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für 10mm dicke CT-Proben aus 2024-T351.



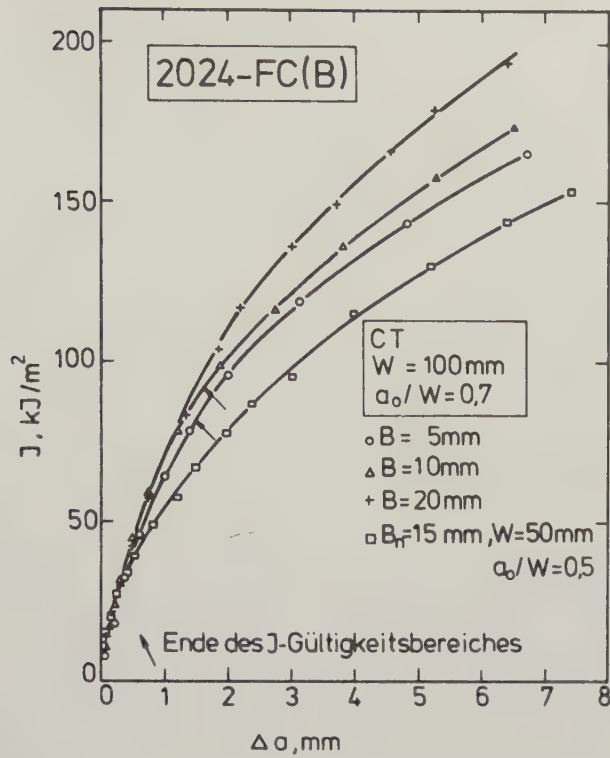
a)



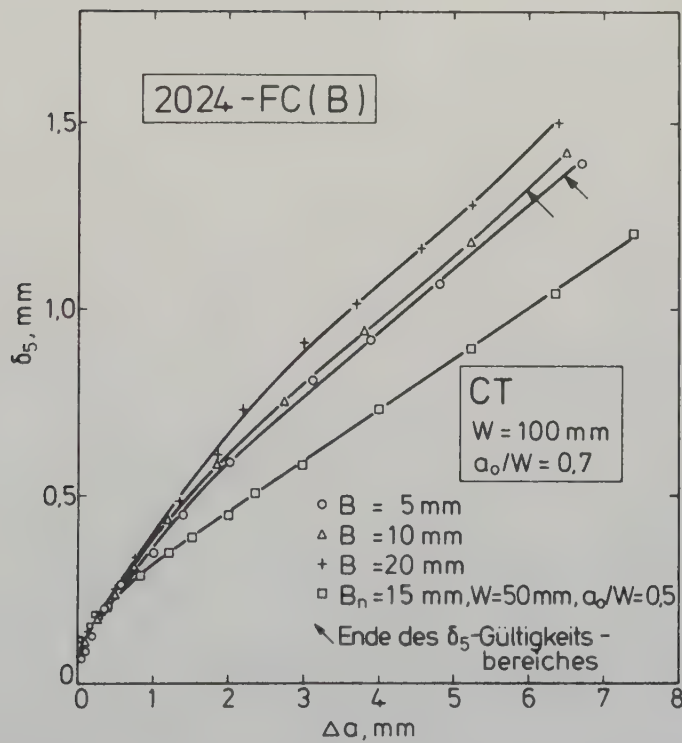
b)

Bild 36:

Einfluß der Probenform auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve bei ebener Dehnung für 2024-T351.



a)



b)

Bild 37:

Einfluß der Probendicke auf den Verlauf der
a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für 2024-FC(B).

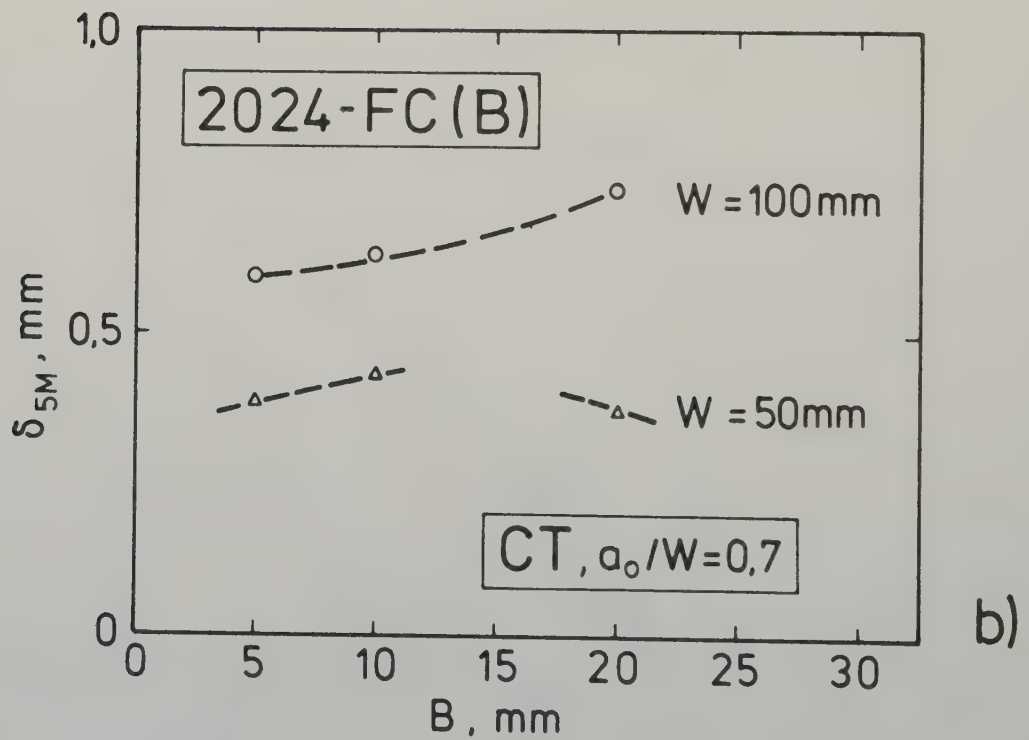
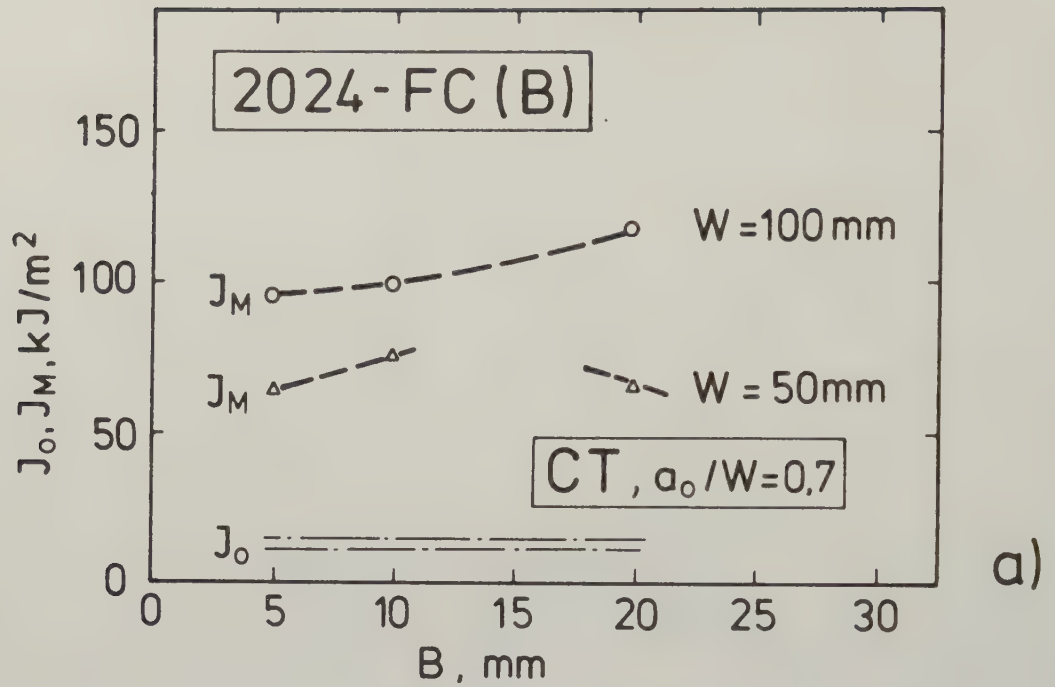
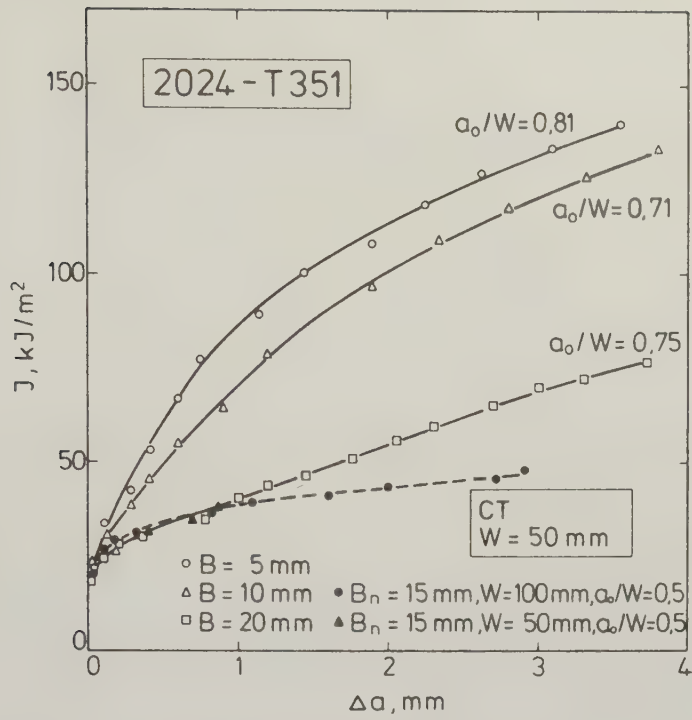
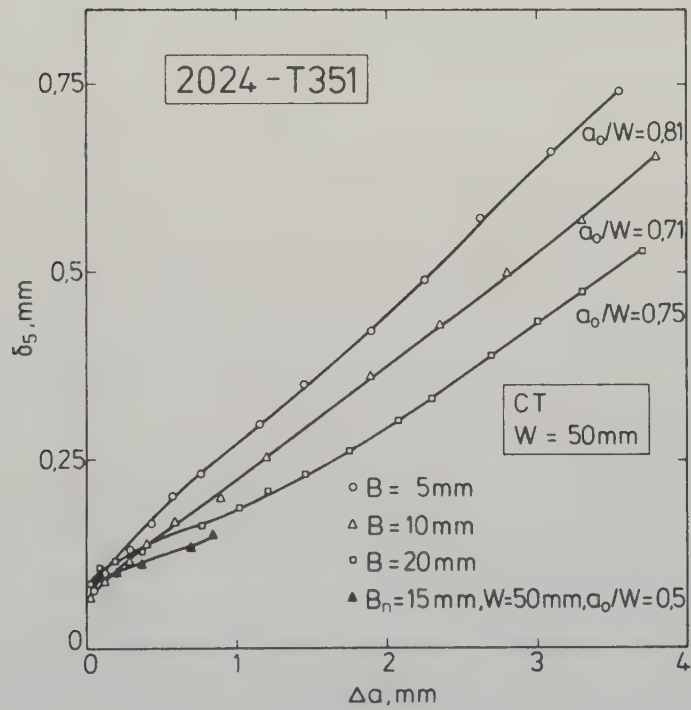


Bild 38:

Einfluß der Probendicke und Probenbreite auf die J - und δ_5 -Werte für 2024-FC(B), bestimmt bei Maximallast (J_M, δ_{5M}) und bei Rißinitiiierung (J_0).



a)



b)

Bild 39:

Einfluß der Probendicke auf den Verlauf der
a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve für 2024-T351.

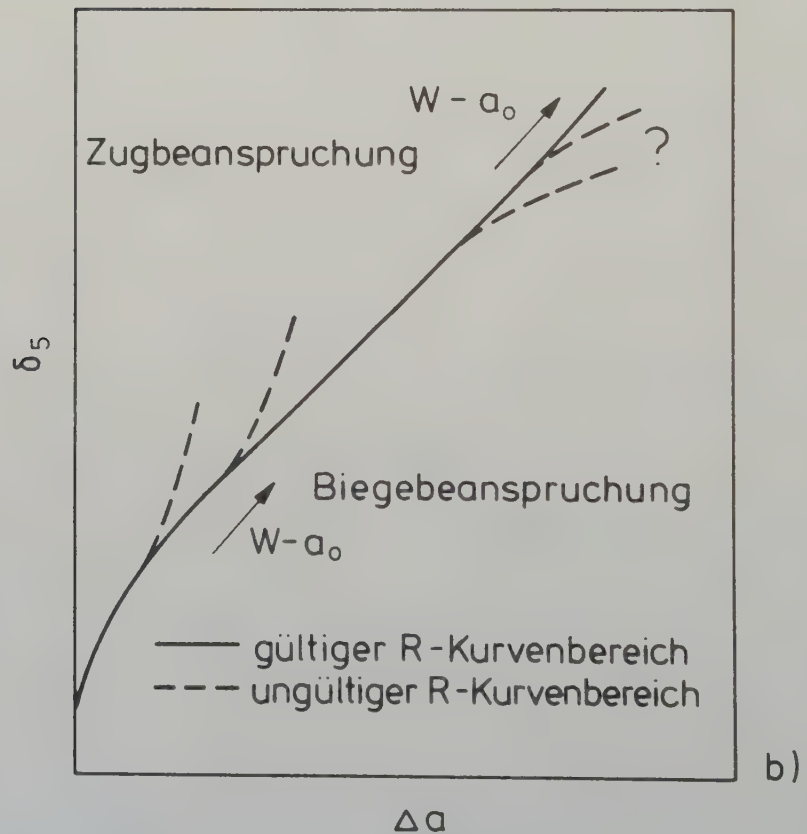
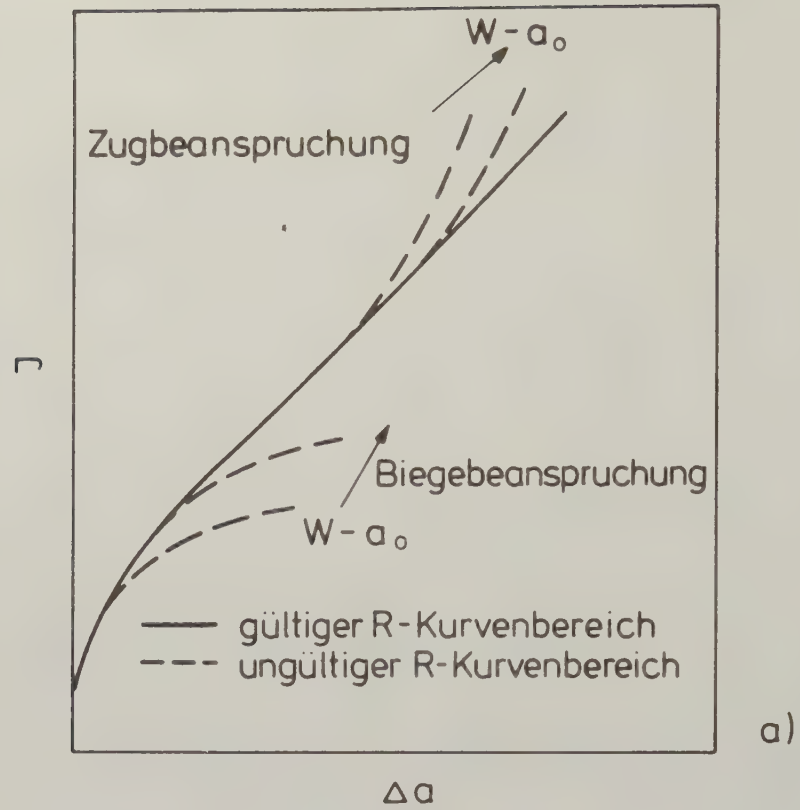


Bild 40:

Schematische Darstellung des Geometrieeinflusses bei unveränderter Verformungsbehinderung für einen vollständigen bzw. anteilmäßigen ebenen Spannungszustand auf die a) J-R-Kurve und b) δ_5 -R-Kurve.

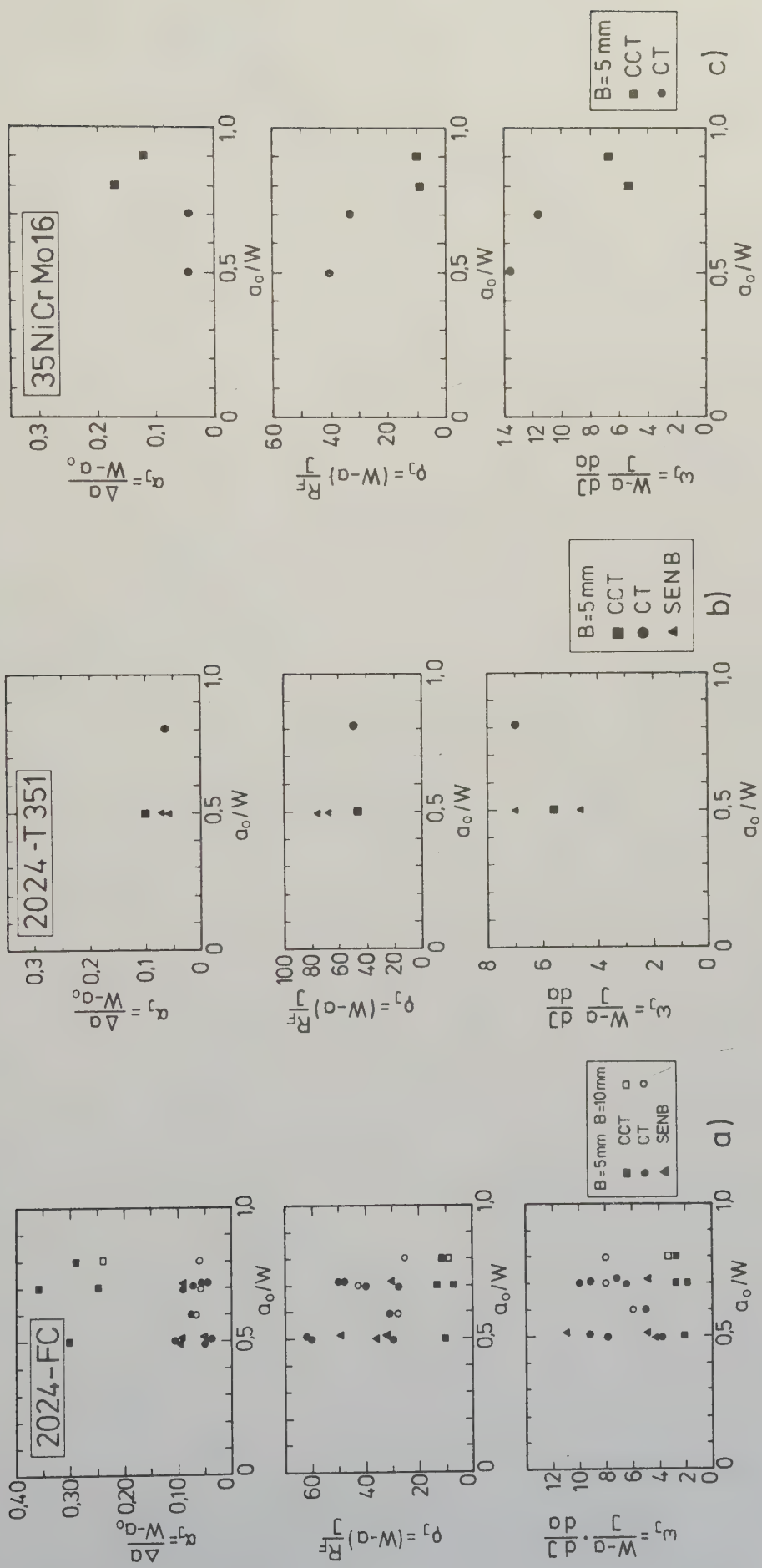


Bild 41:
Zahlenwerte für α_J , ρ_J und ω_J , ermittelt an den Aufspalt-
punkten der J-R-Kurven, für a) 2024-FC, Zustand B und C,
b) 2024-T351 und c) 35NiCrMo16.

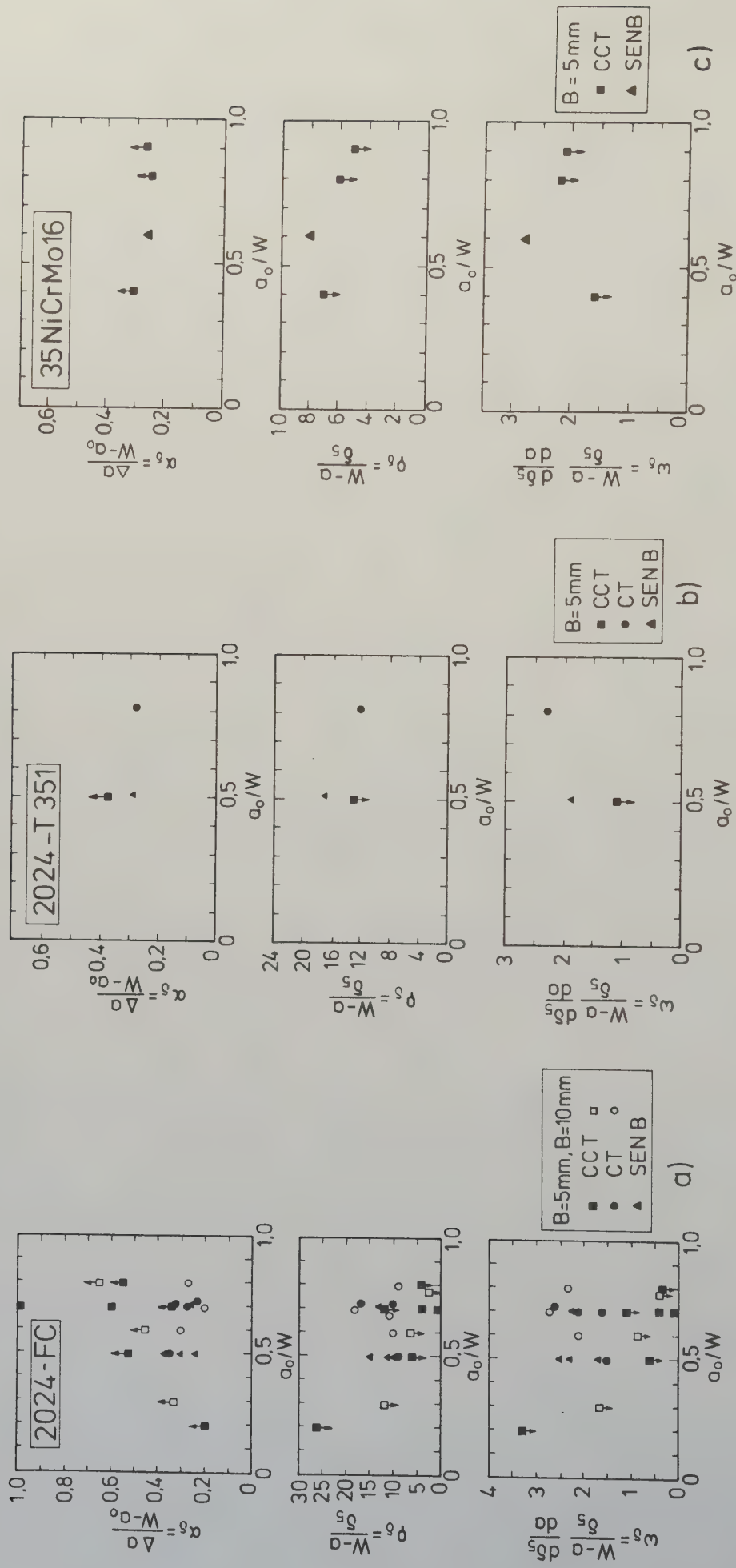
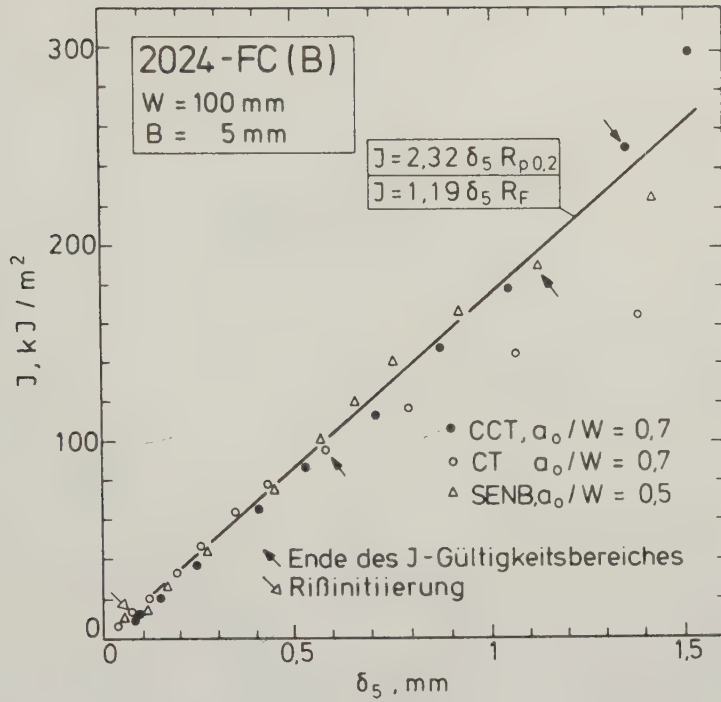
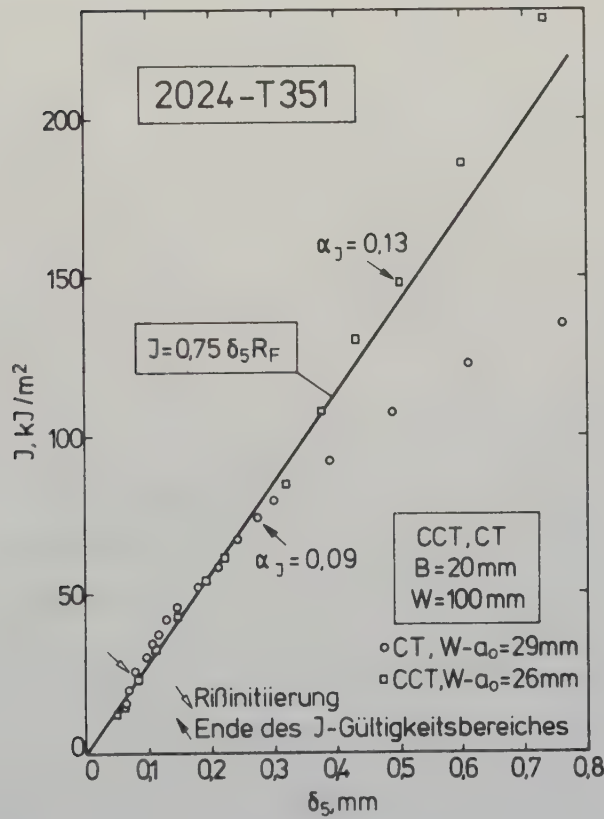


Bild 42:
Zahlenwerte für α_δ , ρ_δ und ω_δ , ermittelt an den Aufspalt-
punkten der δ_5 -R-Kurven, für a) 2024-FC, Zustand B und C,
b) 2024-T351 und c) 35NiCrMo16.



a)



b)

Bild 43:

Zusammenhang zwischen dem J-Integral und der Rißöffnungs-

verschiebung für

a) 2024-FC(B) bei ebener Spannung,

b) 2024-T351 bei ebener Dehnung.

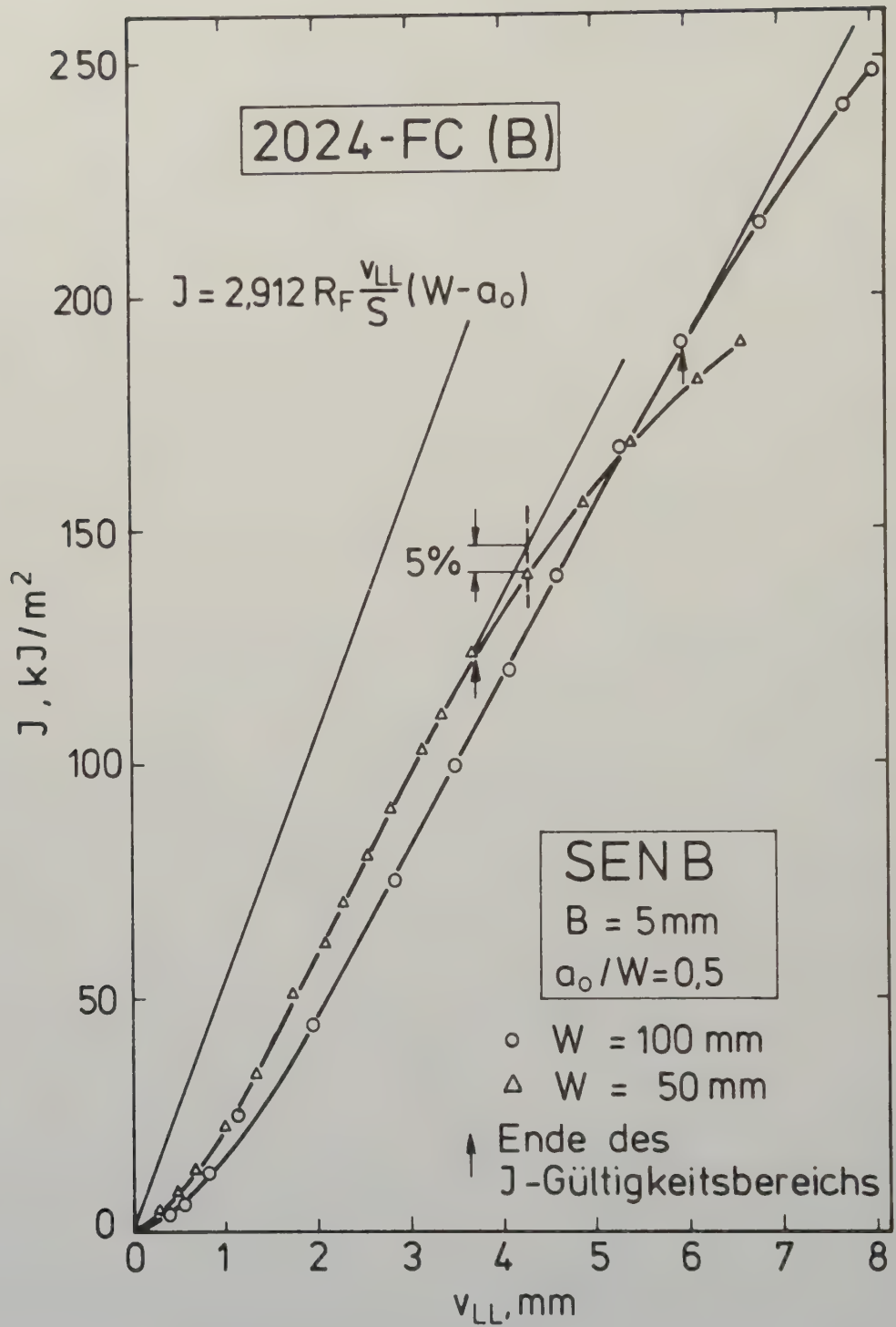


Bild 44:

Festlegung der J-Gültigkeit aus dem Zusammenhang zwischen dem J-Integral und der Verschiebung des Lastangriffspunktes für Biegeproben aus 2024-FC(B).

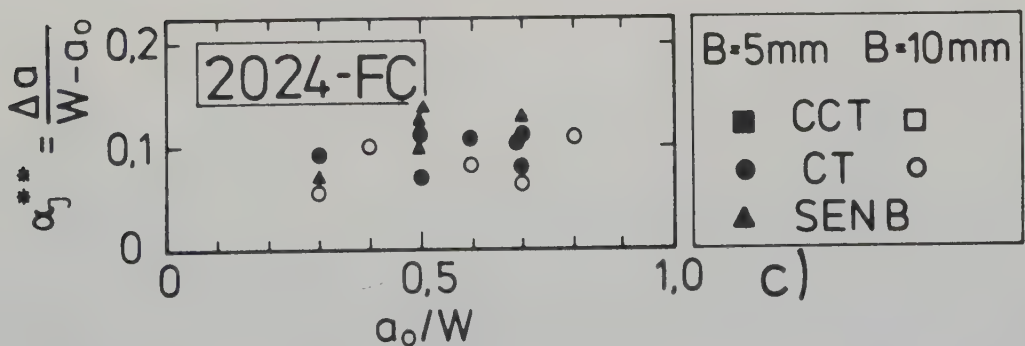
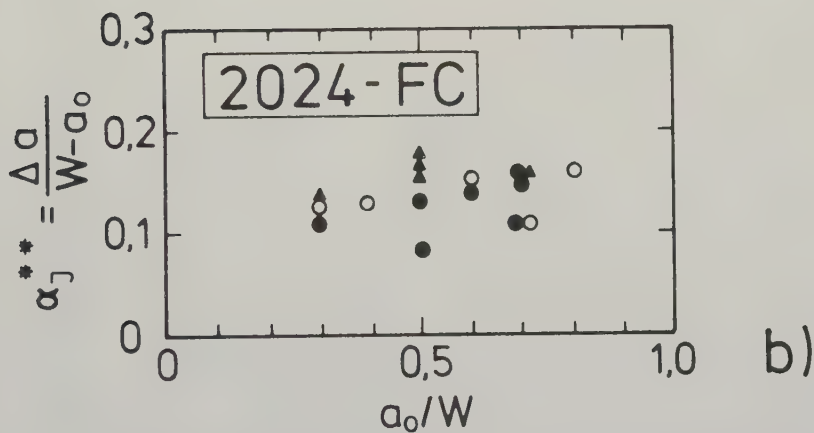
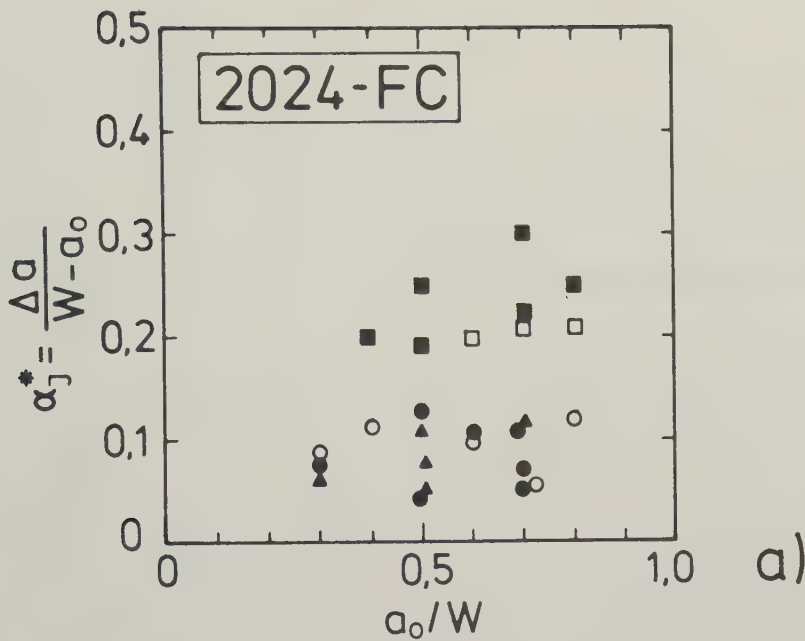


Bild 45:

Zahlenwerte für das α -Kriterium aus den Einprobenverfahren, ermittelt an den Aufspaltpunkten des Zusammenhanges

- a) J- δ_5 , einschließlich 5% Abweichung in J,
- b) J- v_{LL} , einschließlich 5% Abweichung in J,
- c) J- v_{LL} , erstes Abweichen vom linearen Zusammenhang.

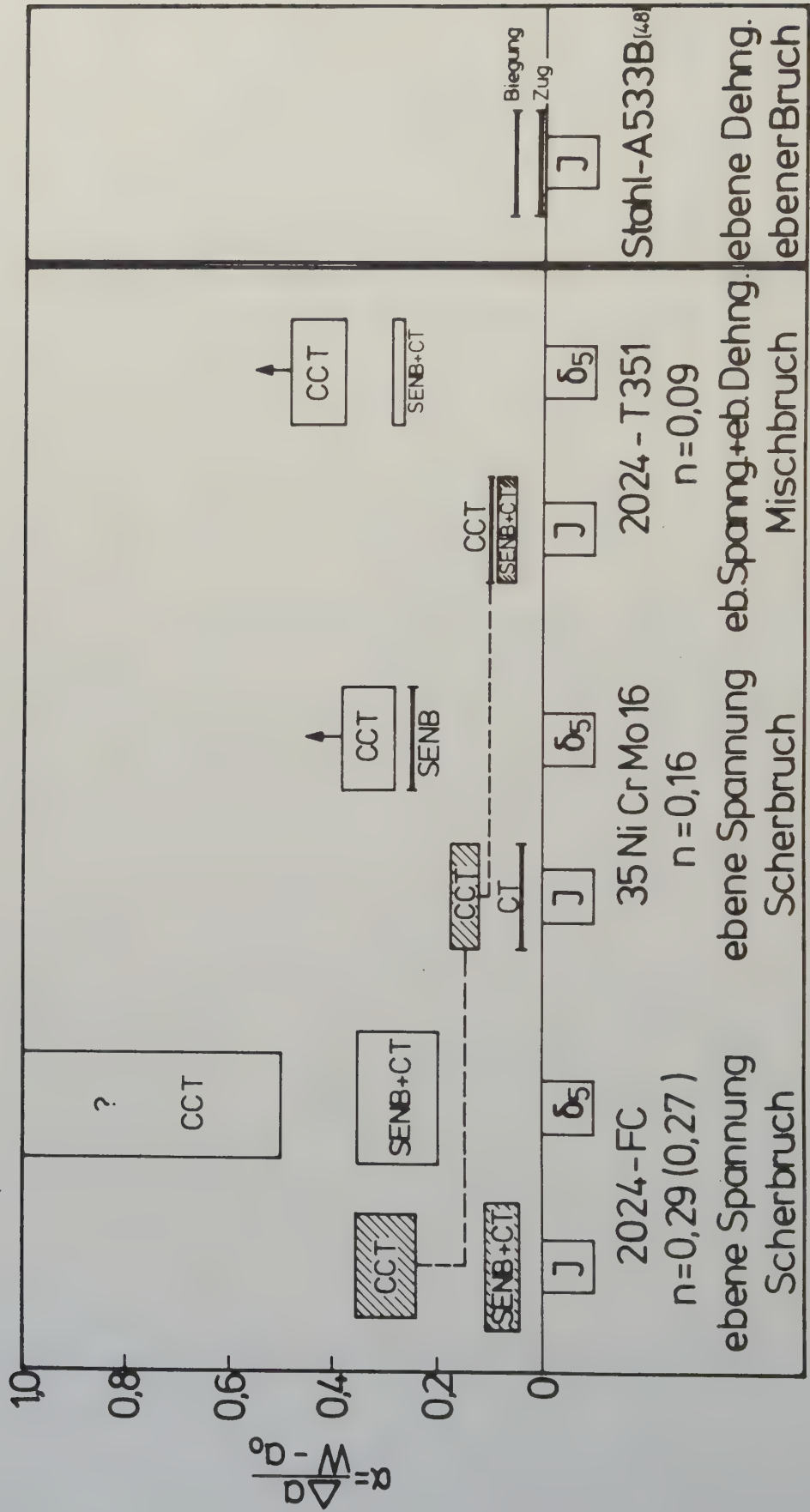


Bild 46: Gültigkeitsbereiche der Rißfeldparameter J und δ_5 , dargestellt durch zulässige Rißverlängerungsbeträge (α -Kriterium) für die untersuchten Probenformen in Abhängigkeit vom Spannungszustand.

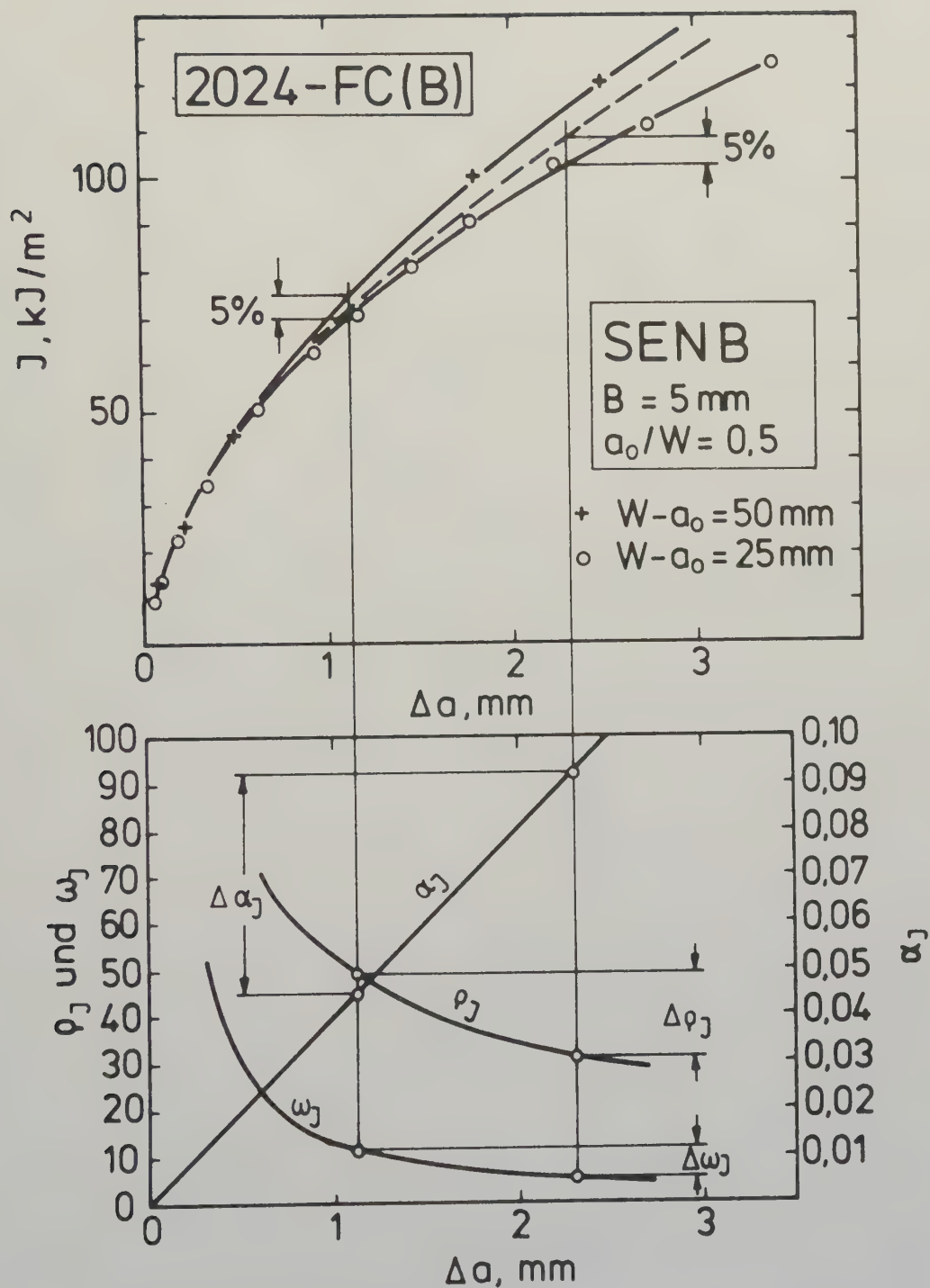


Bild 47: Ermittlung der möglichen Streubereiche der an den Aufspaltpunkten bestimmten α_J -, ρ_J - und ω_J -Werte, dargestellt am Beispiel zweier Biegeproben aus 2024-FC(B).

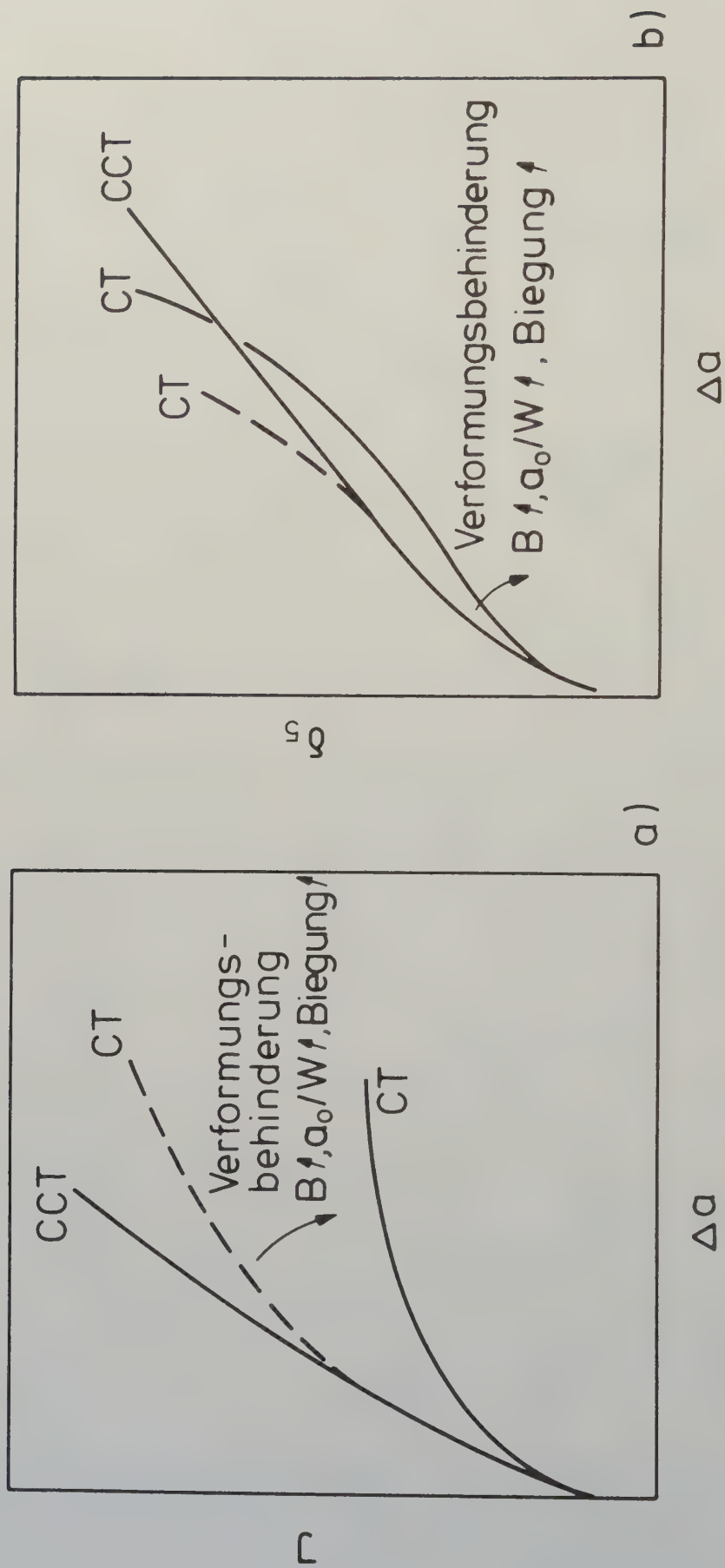


Bild 48: Schematische Darstellung des Geometrieinflusses auf die J-R-Kurve
a) J-R-Kurve und b) J_5 -R-Kurve bei Proben mit unterschiedlicher Verformungsbehinderung.

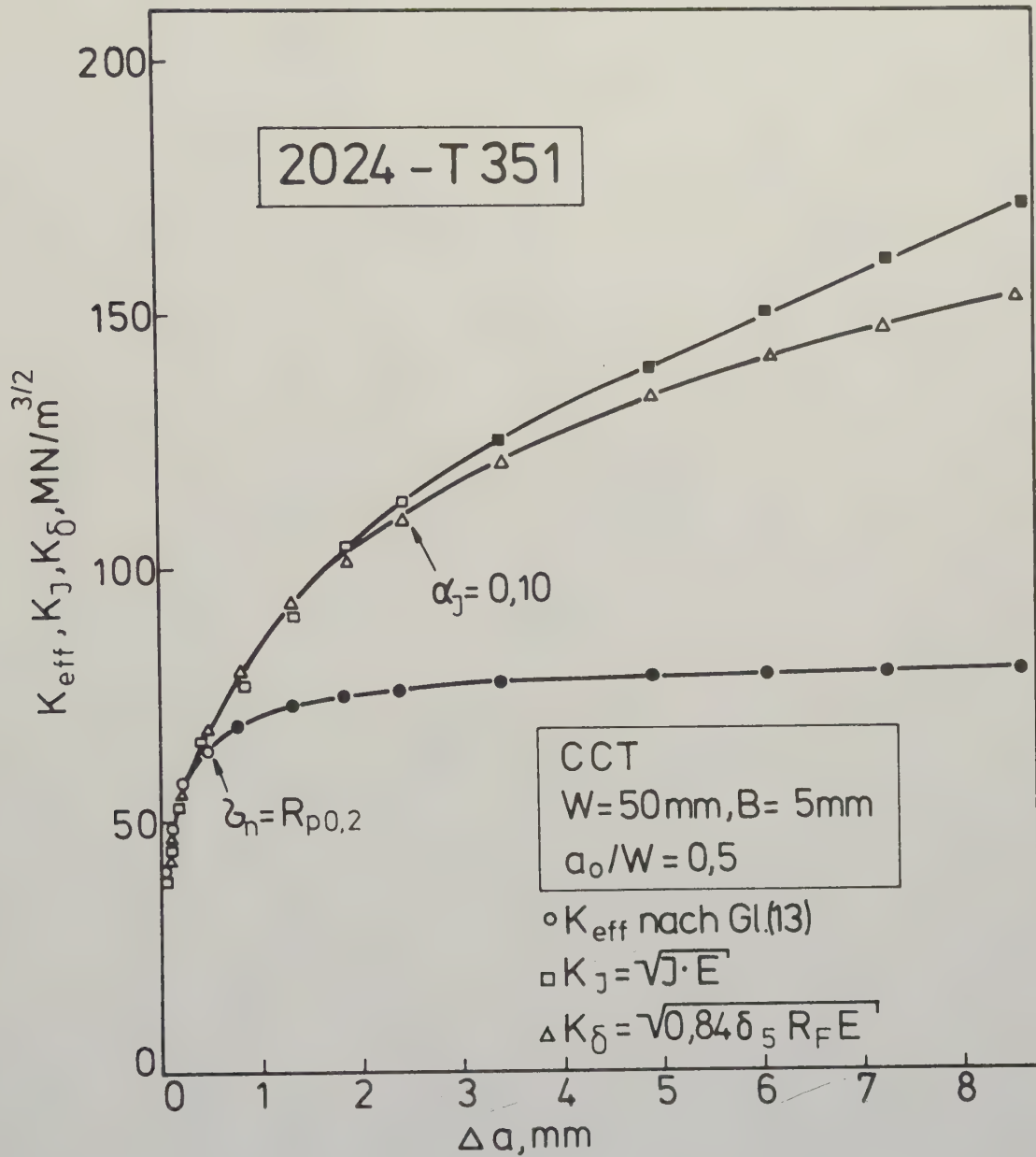
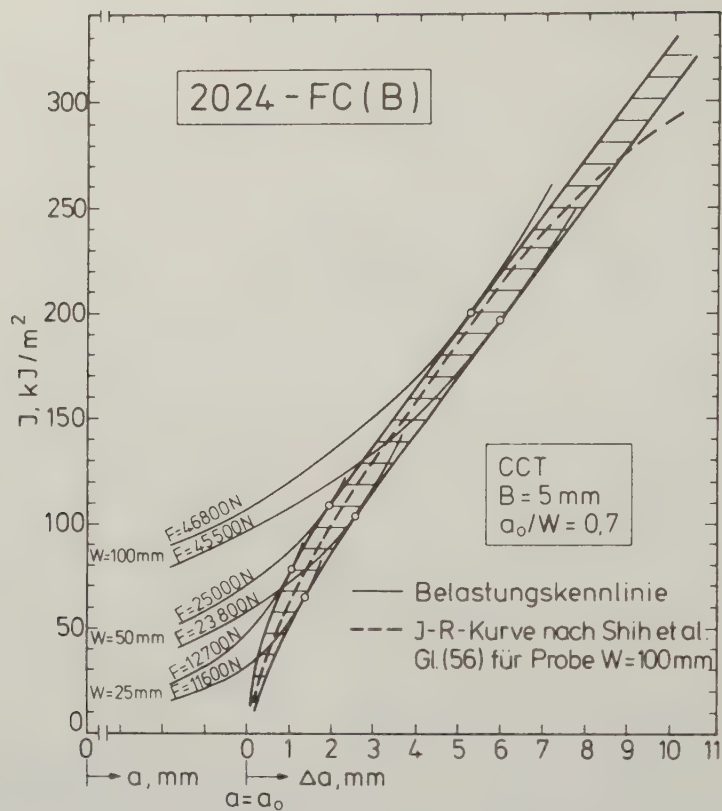
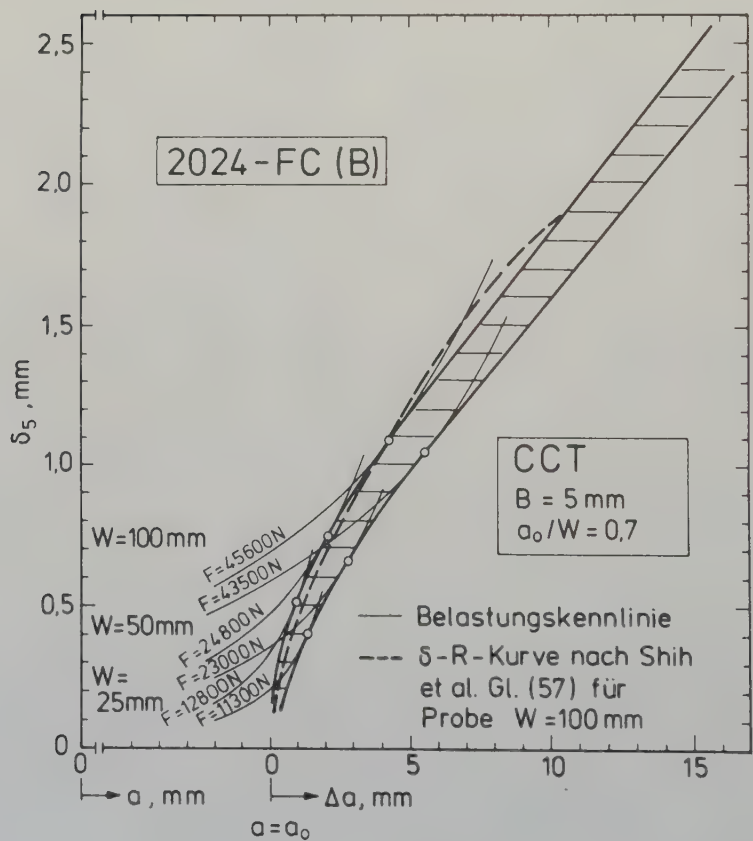


Bild 49:

Gültigkeitsbereiche der Rißfeldparameter zur Beschreibung des Rißwiderstandes von 2024-T351 am Beispiel einer CCT-Probe; ausgefüllte Symbole deuten auf Ungültigkeit des Rißfeldparameters hin.



a)



b)

Bild 50: Instabilitätsvorhersage für unterschiedlich breite 5mm dicke CCT-Proben aus 2024-FC(B) mit a) dem J-R-Kurvenkonzept und b) dem δ_5 -R-Kurvenkonzept.

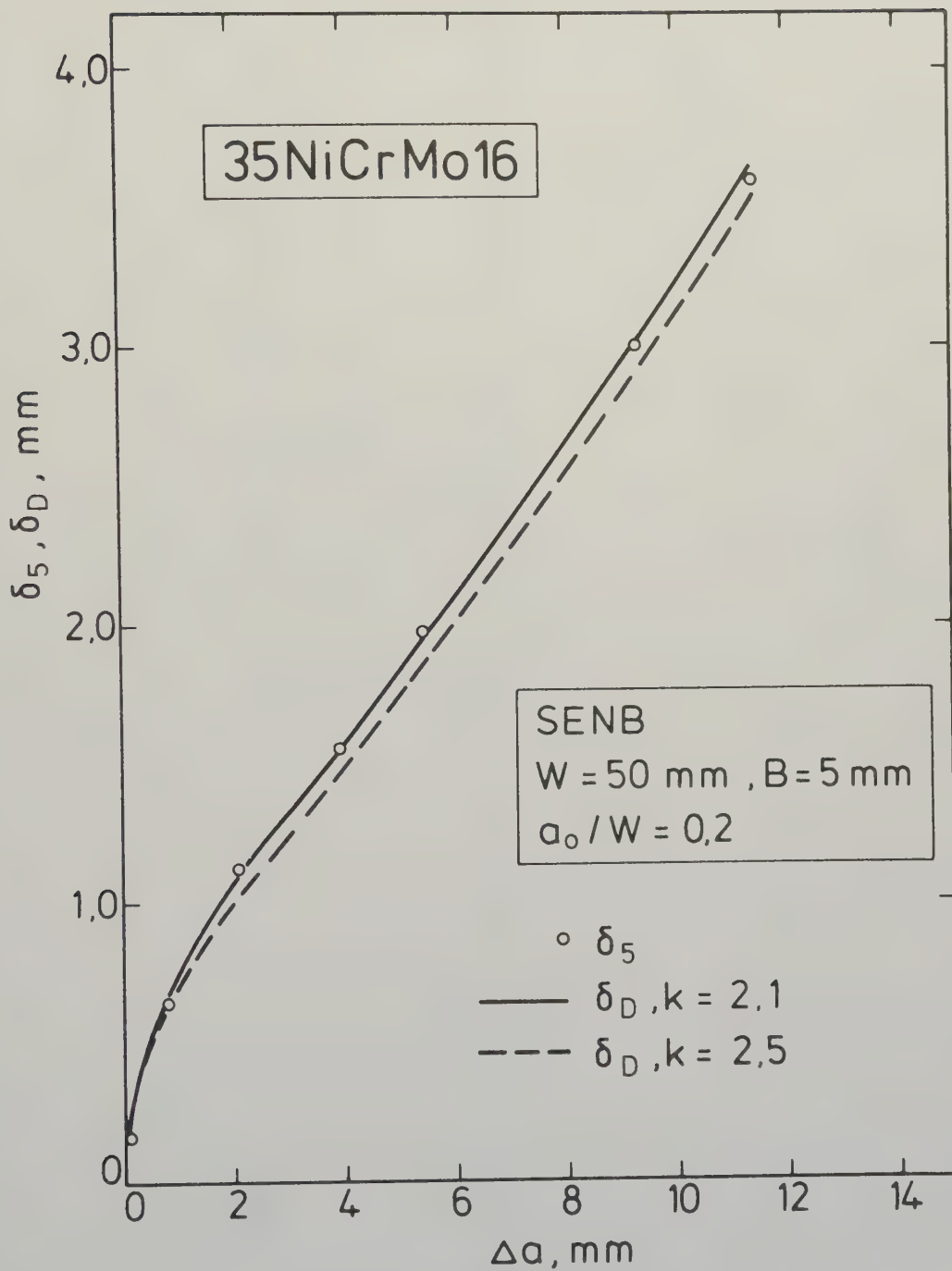


Bild 51: Darstellung des Rißwiderstandes von 35NiCrMo16 mit der gemessenen Rißöffnungsverschiebung δ_5 und der nach Dawes berechneten Rißöffnungsverschiebung δ_D für eine Biegeprobe.

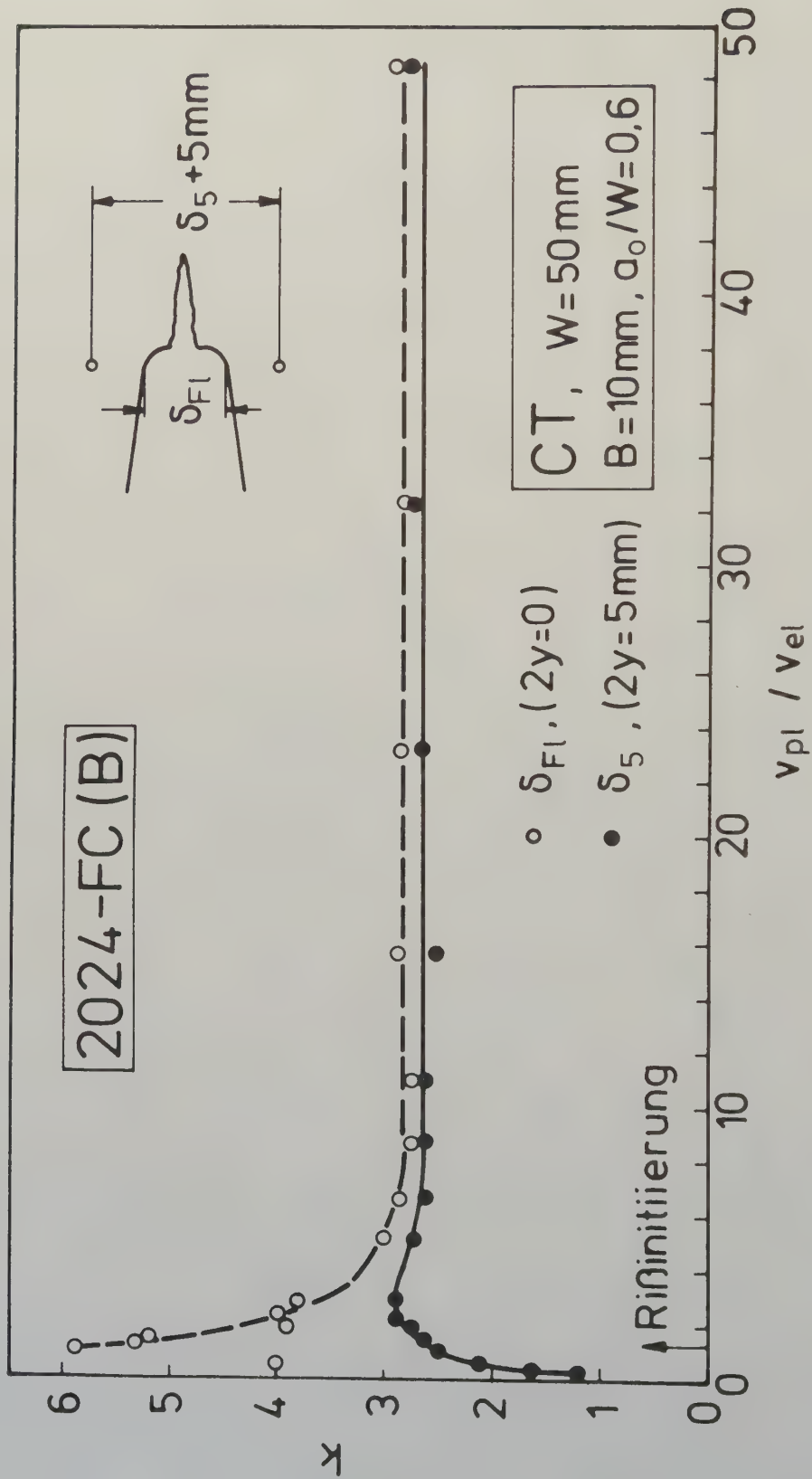


Bild 52: Abhängigkeit des Rotationsfaktors k von der Plastizierung v_{pl}/v_{el} .

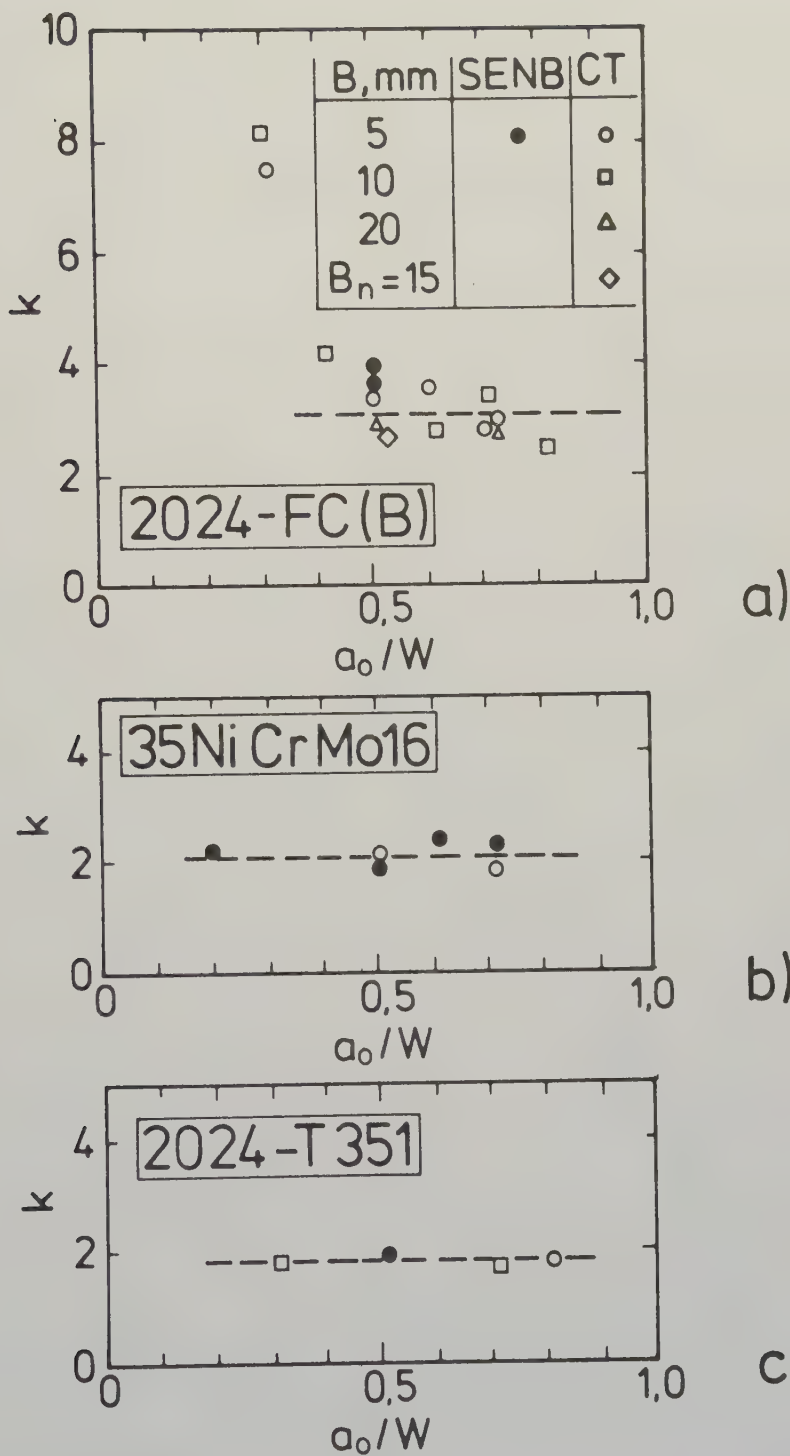


Bild 53:

Rotationsfaktor k aus der Anpassung der Rißöffnungsverschiebung δ_5 mit der modifizierten Dawes-Formel Gl.66 in Abhängigkeit vom Anrißlängenverhältnis für die untersuchten biegebelasteten Proben aus a) 2024-FC(B), b) 35NiCrMo16 und c) 2024-T351.

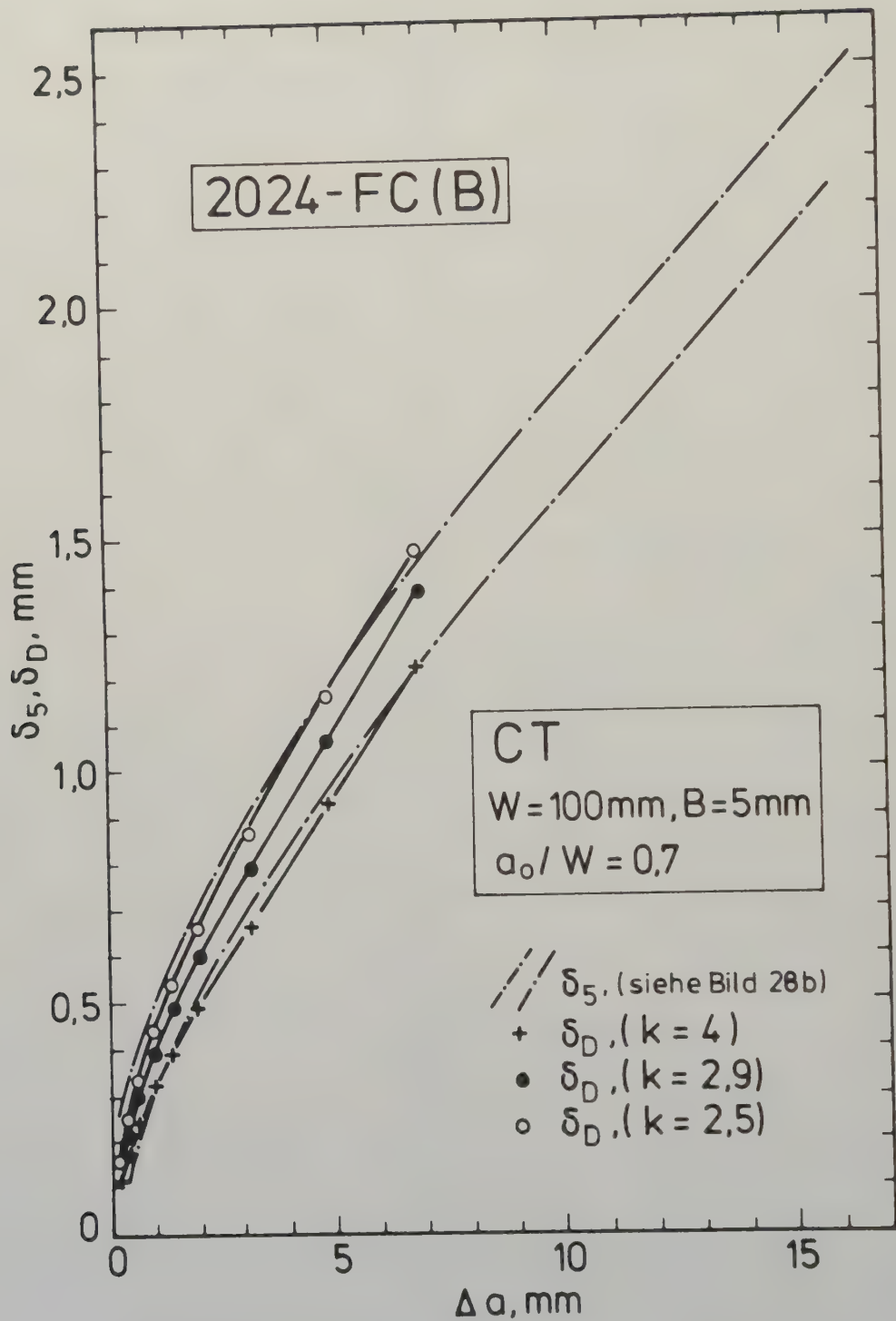


Bild 54:

Einfluß des Rotationsfaktors auf den Verlauf der δ_D -R-Kurve einer CT-Probe aus 2024-FC(B).

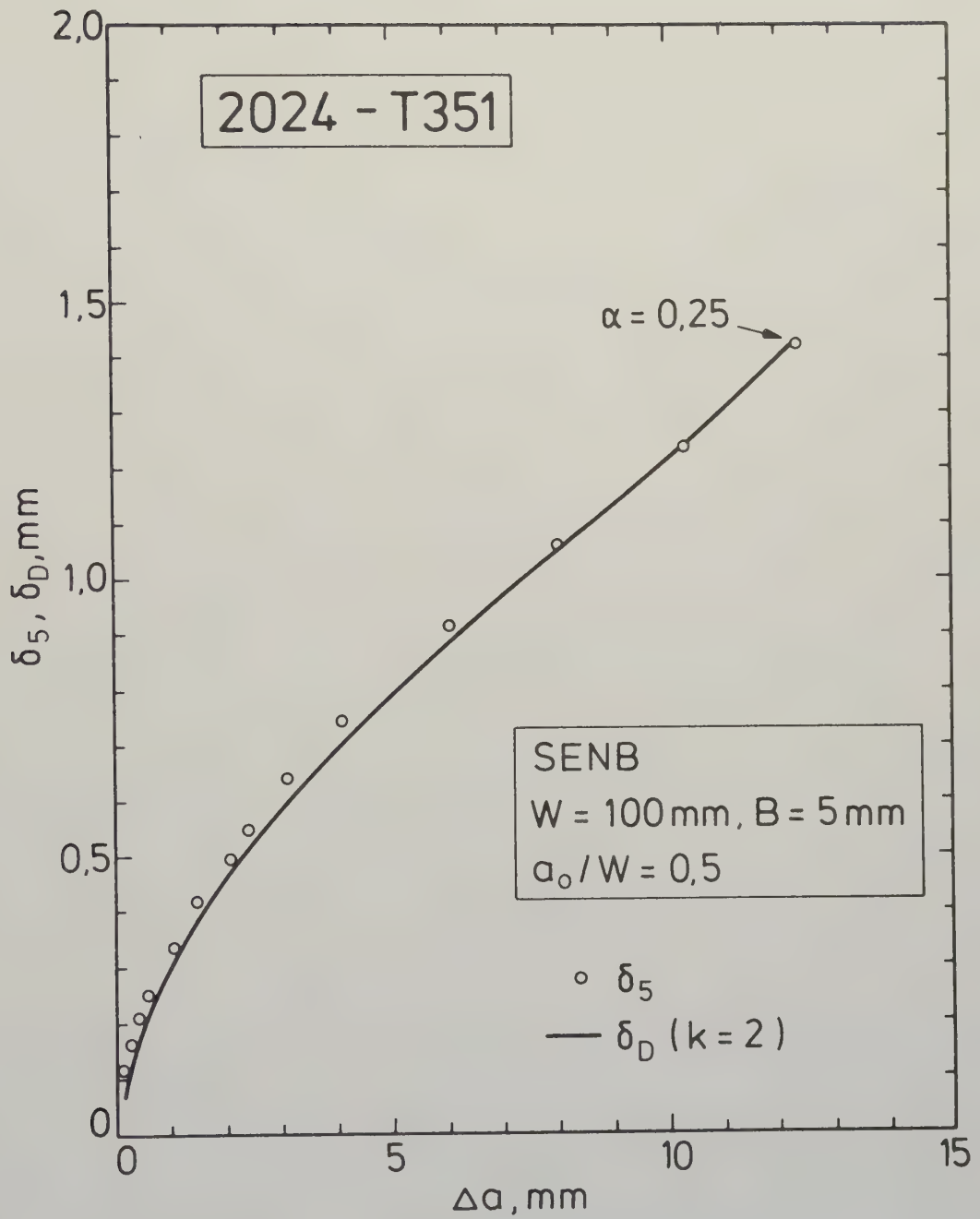


Bild 55:

Gegenüberstellung der δ_5 - und δ_D -R-Kurve für eine Biegeprobe aus 2024-T351; k aus der Anpassung eines Meßwertes bei Versuchsende.

L E B E N S L A U F

NAME:	DIETER H E L L M A N N
geb:	25.7.1950 in Wattenscheid
Eltern:	August Hellmann, Schlosser; Anna Hellmann, geb. Berger, Hausfrau.
1957-1965	Volksschule in Wattenscheid
April 1965- März 1968	Ausbildung zum Techn.Zeichner bei Fried. Krupp in Essen
April 1968- Juli 1968	Technischer Zeichner bei der Ausbildungsfirma
August 1968- Januar 1970	Berufsaufbauschule in Essen mit Fachschulreifeabschluß
April 1970- Sept. 1971	Bundeswehrzeit
Oktober 1971- Juli 1974	Studium zum Ing.(grad) an der Gesamthochschule Essen, Fach- richtung: Konstruktionstechnik
Oktober 1974- März 1979	Studium an der Ruhr-Universität Bochum Fachrichtung: Maschinenbau Diplomarbeit am Institut für Werkstoffe, unter der Leitung von Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Hornbogen
Seit Mai 1979	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstofftechnologie im GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH - Geesthacht-

